

DLR-IB-BT-AU-2020-149

**Untersuchung und Validierung von
Methoden zur orts aufgelösten
Temperaturbestimmung innerhalb
einer Schweißnaht beim
elektrischen Widerstandsschweißen**

Bachelorarbeit

Lorenz Ziche



DLR

**Deutsches Zentrum
für Luft- und Raumfahrt**

DLR-IB-BT-AU-2020-149

**Untersuchung und Validierung von Methoden zur orts aufgelösten
Temperaturbestimmung innerhalb einer Schweißnaht beim elektrischen
Widerstandsschweißen**

Lorenz Ziche

Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt e.V.
Institut für Bauweisen und Strukturtechnologie
Zentrum für Leichtbauproduktionstechnologie, Am Technologiezentrum 4, 86159 Augsburg

Stufe der Zugänglichkeit: 2, Zugriff nur DLR-intern möglich

Augsburg, im September 2020

Seiten: 121 Abbildungen: 62 Tabellen: 2

Institutsdirektor

Abteilung: ZAP-PNA AU

Prof. Dr.-Ing. H. Voggenreiter

Abteilungsleiter: Prof. Dr.-Ing. M. Kupke

Manuel Endraß, Wissenschaftlicher
Mitarbeiter

Lorenz Ziche, Bachelorand

Hochschule für Technik, Wirtschaft und Kultur Leipzig

Fakultät Ingenieurwissenschaften

Bachelor-Studiengang Maschinenbau

**Untersuchung und Validierung von Methoden zur orts aufgelösten
Temperaturbestimmung innerhalb einer Schweißnaht beim elektrischen
Widerstandsschweißen**

Bachelorarbeit Nr. 08/20

von

Lorenz Ziche

geb. am 29.11.1994

in München

69582

Verantwortlicher Hochschullehrer:

Prof. Dr.-Ing. E. Scholz

Leipzig, Juli - September 2020

Aufgabenstellung

Hochschule für Technik, Wirtschaft und Kultur Leipzig

Fakultät Ingenieurwissenschaften
Bachelor-Studiengang Maschinenbau

Bachelor-Aufgabenstellung

Herr: Lorenz Ziche

Matr.-Nr.: 69582

Sem.-Gr.: 17MBB

Thema: Untersuchung und Validierung von Methoden zur ortsaufgelösten Temperaturbestimmung innerhalb einer Schweißnaht beim elektrischen Widerstandsschweißen

Betreuer im Unternehmen:

M.Eng. M. Endraß
DLR Augsburg

Verantw. Hochschullehrer:

Prof. Dr.-Ing. E. Scholz

Ausgabetermin: 1. Juli 2020

Abgabetermin: 2. September 2020

Erläuterungen:

Am Zentrum für Leichtbauproduktionstechnologie (ZLP) des Deutschen Zentrums für Luft- und Raumfahrt (DLR) wird das elektrische Widerstandsschweißen als Fügeverfahren für thermoplastische Faserverbundwerkstoffe weiterentwickelt. Der Einsatz dieser Technologie erlaubt bei Verwendung von Kohlenstofffaser-Schweißleitern das flächige Fügen von Leichtbaukomponenten insbesondere in der Luftfahrt mit folgenden Vorteilen: Das Verfahren kommt ohne Einbringung von Fremdmaterial aus, ermöglicht eine deutliche Gewichtsreduktion im Vergleich zu herkömmlichen Fügeverfahren und senkt die Produktionszeit. Im Rahmen dieser Arbeit werden verschiedene Beiträge zur Weiterentwicklung des Schweißprozesses geleistet. Schwerpunkt ist die Entwicklung von Konzepten zur ortsaufgelösten Temperaturbestimmung in der Fügezone und deren Validierung durch praktische Versuche. Dabei werden zusätzlich folgende Arbeitspakete behandelt:

- Analyse des bestehenden Widerstandsschweißprozesses
- Entwicklung einer Matlab-Routine und App zur Auswertung von Messdaten zur Auswertung, Aufbereitung und Vergleich von Messdaten aktueller und früherer Schweißversuche
- Umsetzung einer elektrisch-thermischen Simulation des Schweißprozesses in Ansys, Vergleich der FE-Ergebnisse mit Versuchsdaten
- Unterstützung bei der Entwicklung einer Konsolidierungsstation für Schweißleiter
- Entwicklung von Konzepten zur ortsaufgelösten Temperaturbestimmung in der Fügezone
- Validierung der aufgestellten Konzepte durch praktische Versuche
- Ausblick: Integration des vielversprechendsten Konzeptes in einen bestehenden Schweißstand und Validierung

Leipzig, den 1. Juli 2020



Prof. Dr.-Ing. Dr. rer. nat. U. Bäsle
Vorsitzender des Prüfungsausschusses

Sperrvermerk

Die Abschlussarbeit von Lorenz Ziche
darf aus Gründen der Geheimhaltung weder veröffentlicht, noch nachgedruckt oder in
irgendeiner Form Dritten zugänglich gemacht werden. Die nachfolgende Arbeit enthält
vertrauliche Daten der Firma Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt e.V.

Ausgenommen von dieser Verpflichtung ist die Wiedergabe der Kenntnisse und Einblicke im
Rahmen des Prüfungsverfahrens und die Veröffentlichung der Zusammenfassung der Arbeit.

Nach Ablauf von 3 Jahren, gerechnet ab dem Abgabedatum der schriftlichen Arbeit,
unterliegt diese nicht mehr der Geheimhaltung.

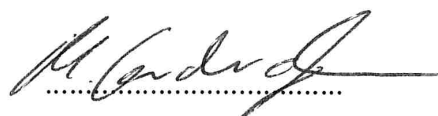
Die Verteidigung der Abschlussarbeit darf

☒ öffentlich

☐ nicht öffentlich

stattfinden.

Ort, Datum



(Unterschrift betriebl. Betreuer)

.....

(Unterschrift Absolvent)

.....

(Unterschrift Hochschulbetreuer)

Erklärung des Verfassers

E r k l ä r u n g

Ich versichere wahrheitsgemäß, die Bachelorarbeit selbständig angefertigt, alle benutzten Hilfsmittel vollständig und genau angegeben und alles kenntlich gemacht zu haben, was aus Arbeiten anderer unverändert oder mit Abänderungen entnommen wurde.

Leipzig, den

Lorenz Ziche

Inhaltsverzeichnis

	Aufgabenstellung	ii
	Sperrvermerk	iii
	Erklärung des Verfassers	iv
	Inhaltsverzeichnis	v
	Abbildungsverzeichnis	1
	Tabellenverzeichnis	4
1	Einleitung	5
2	Grundlagen	6
2.1	Leichtbau in der Luft- und Raumfahrt	6
2.2	Vorteile kohlenstofffaserverstärkter Thermoplaste	6
2.3	Überblick über Fügeverfahren für thermoplastische Faserverbundwerkstoffe	8
2.4	Elektrisches Widerstandsschweißen	10
3	Präzisierung der Aufgabenstellung	14
4	Untersuchung von Möglichkeiten der Prozessregelung	15
4.1	Regelung über die eingebrachte Energie	17
4.2	Regelung über den Fügeweg bei konstantem Fügedruck	21
4.3	Regelung über die örtliche Detektion der Schmelze	23
4.3.1	Theoretische Grundlagen zur Messung mittels Ultraschall	25
4.3.1.1	Wellenarten	27
4.3.1.2	Verhalten der Wellen an Grenzflächen	28
4.3.2	Vorversuch zur prinzipiellen Tauglichkeit von Ultraschall	32
4.4	Regelung über die Bestimmung der Temperatur in der Fügezone	35
5	Untersuchung von Verfahren zur orts aufgelösten Temperaturbestimmung innerhalb der Schweißnaht	36
5.1	Sammlung messtechnischer Verfahren zur Temperaturmessung	36
5.2	Anforderungen an messtechnische Verfahren zur Temperaturmessung	37
5.3	Erste Bewertungsphase zur Auswahl geeigneter Verfahren	38
5.4	Weitere Eingrenzung der Verfahren in einer zweiten Bewertungsphase	40

5.5	Temperaturbestimmung mittels Thermoelementen	40
5.5.1	Theoretische Grundlagen zu Thermoelementen	40
5.5.2	Versuchsdesign zur Verwendung von Thermoelementen	42
5.5.3	Korrelation der innerhalb und außerhalb der Fügezone gemessenen Temperaturen	42
5.5.4	Integration der TE-Messung in eine Prozessregelung	49
5.6	Temperaturbestimmung über den elektrischen Widerstand	50
5.6.1	Theoretische Grundlagen zu Widerstandsthermometern	50
5.6.2	Versuchsdesign zur Ermittlung von $R(T)$	53
5.6.3	Ermittlung der Homogenität des Übergangswiderstandes	54
5.6.4	Bestimmung des Übergangswiderstandes durch Längenvariation	59
5.6.5	Ermittlung von $R(T)$	61
5.6.6	Integration der $R(T)$ -Korrelation in eine Prozessregelung	67
5.7	Akustische Temperaturmessung mittels Ultraschall	69
6	Optimierung der elektrischen Kontaktierung der Schweißleiter	70
6.1	Gründe für die Notwendigkeit einer Optimierung	71
6.2	Konzepte zur Optimierung	71
6.2.1	Perforierung des Schweißleiters	72
6.2.2	Aufkonsolidierung von Metall-Gewebe	73
7	Entwicklung einer Konsolidierungsstation zur Aufkonsolidierung von Edelstahl-gewebe	79
7.1	Aufkonsolidierung von Edelstahl-gewebe mittels Ultraschall	80
7.2	Aufkonsolidierung von Edelstahl mittels Direktbestromung	85
8	Entwicklung einer automatisierten Visualisierung und Auswertung der anfallenden Versuchsdaten	89
9	Entwicklung einer elektrisch-thermischen FE-Simulation zur Darstellung des Prozesses	96
10	Zusammenfassung und Ausblick	102
11	Literaturverzeichnis	104
12	Anhang	106

Abbildungsverzeichnis

2.1	Spezifische E-Moduln und spezifische Elastizitätsgrenzen verschiedener Materialklassen	7
2.2	Vergleich der Eigenschaften verschiedener Leichtbauwerkstoffe	8
2.3	Entwicklung des Faserverbundanteils in der zivilen Luftfahrt (entnommen aus [8])	9
2.4	Schematische Darstellung des aktuellen Versuchsaufbaus zur Entwicklung und Validierung des statischen elektrischen Widerstandsschweißens von thermoplastischen Faserverbundwerkstoffen	13
4.1	Vergleich zwischen unterschiedlich geregelten Widerstandsschweißprozessen: a. fügenweg-geregelt; b. druckgeregelt	16
4.2	Messwerte bei einem typischen Schweißversuch	18
4.3	Darstellung der eingebrachten Energie über der Temperatur	19
4.4	Typischer Verlauf der Leistung bei einem Schweißversuch, der aufgrund eines Durchschla-ges missglückt	19
4.5	Vergleich der aufintegrierten insgesamt eingebrachten Energie bei Schweißversuchen mit 200 mm freier Länge	20
4.6	Darstellung der Energie, die bis zum Erreichen der Temperatur 280°C in der Fügezone eingebracht wurde.	21
4.7	Darstellung des Fügenweges und der Temperatur beim Schweißvorgang	22
4.8	Darstellung der Maximalwerte des Fügenweges bei verschiedenen Schweißversuchen mit 200 mm freier Länge	23
4.9	Reflexion einer Schallwelle bei senkrechtem Einfall	28
4.10	Brechung einer Schallwelle bei schrägem Einfall	29
4.11	Aufbau des Vorversuchs zur Detektion der Schmelze mittels Ultraschall	32
4.12	Aufbau des Vorversuches zur Verwendung von Ultraschall zur Schmelzedetektion	33
4.13	Ultraschallscan durch Druckstück und verschweißte Probe	33
4.14	Ultraschallscan durch Druckstück und verschweißte Probe mit zusätzlichem Koppelmit-tel zwischen Druckstück und oberem Organoblech, Aufbau entspricht der Darstellung in Abbildung 4.12	34
4.15	Ultraschallscan durch Druckstück und Stacking mit zusätzlichem Koppelmittel	34
5.1	Schematische Darstellung des Aufbaus eines Thermoelementes, entnommen aus [3]	41

5.2	Positionen der Thermoelemente in den beiden Versuchsaufbauten zum Vergleich der gemessenen Temperaturen in der Fügezone und über dem oberen Organoblech	43
5.3	Versuchsaufbau zum Vergleich der gemessenen Temperaturen in der Fügezone und über dem oberen Organoblech	44
5.4	Gemessene Temperaturen in der Fügezone und außerhalb	44
5.5	Differenzen von maximaler und minimaler Temperatur an den jeweiligen Thermoelementen bei Schweißversuchen	45
5.6	Darstellung einer professionellen Mehrpunkt-Thermoelementmatrix. Diese kann dem jeweiligen Anwendungsfall individuell angepasst werden (entnommen aus [5]).	46
5.7	Gemittelte Temperaturdifferenzen aller TE in der Fügezone und auf dem oberen Organoblech	47
5.8	Gemittelte Temperaturdifferenz über dem Organoblech über gemittelter Temperaturdifferenz in der Fügezone angetragen	47
5.9	Abweichung der gemessenen Temperaturdifferenz in der Fügezone von der auf Basis der in Abbildung 5.8 berechneten Temperaturdifferenz	48
5.10	korrigierte Abweichung der gemessenen Temperaturdifferenz in der Fügezone von der auf Basis der in Abbildung 5.8 berechneten Temperaturdifferenz	49
5.11	Parallelschaltung mehrerer Thermoelemente zur Messung der gemittelten Temperatur, entnommen aus [10].	50
5.12	Abhängigkeit des Widerstandes von der Temperatur bei NTC-Thermistoren	52
5.13	Auswertung des gemittelten Widerstandes von CF-Schweißleitern mit perforierter Kontaktierung bei Raumtemperatur, Messung mit 1 A für 60 s	55
5.14	Versuchsreihe zur Überprüfung des Einflusses des Kontaktierungsdruckes auf den Widerstand des Schweißleiters bei Raumtemperatur	57
5.15	Darstellung des mittleren Widerstandes von Schweißleitern bei jeweils konstanter Temperatur und unterschiedlichen angelegten Messspannungen	58
5.16	Darstellung des mittleren Widerstandes eines Schweißleiters bei konstanter Temperatur und Auf- und anschließendem Abbau der angelegten Messspannung	59
5.17	Erwartetes Ergebnis der Widerstandsmessung bei Längenskalierung des Schweißleiters, die Achsenskalierungen sind beliebig gewählt.	60
5.18	Mittlere Widerstände bei der Variation der Schweißleiterlänge	60

5.19	Widerstandsmessung beim Aufheizen und anschließenden Schweißen auf 200 mm freier Länge	61
5.20	Widerstand des Schweißleiters und Temperatur in der Fügezone beim Schweißprozess	62
5.21	Widerstand des Schweißleiters in Abhängigkeit von der Temperatur in der Fügezone, linearer Fit und Fit der Thermistorkennlinie	63
5.22	Auswertung des Widerstandes bei verschiedenen Temperaturen während des Schweißprozesses	63
5.23	Darstellung der Unterschiede von berechnetem Widerstandes und berechneter Temperatur zu den gemessenen Werten bei 280°C	65
5.24	Darstellung des Fehlers der Temperatur bei 280°C, der Fehler der linearen Approximation wurde um den Offset (Mittelwert der Fehler) $-36,7$ K korrigiert	66
5.25	Darstellung der Unterschiede von berechnetem Widerstandes und berechneter Temperatur zu den gemessenen Werten bei 260°C und 300°C	67
6.1	Die obere Grafik zeigt die mittleren Widerstände bei Raumtemperatur (RT) von 5 unterschiedlichen perforierten und unperforierten Schweißleitern. Die untere Grafik zeigt die mittleren Widerstände bei RT jeweils eines Schweißleiters bei schrittweiser Reduktion des Kontaktierungsdruckes.	73
6.2	Vergleich des mittleren Widerstandes von perforierten Schweißleitern mit Schweißleitern, bei denen Kupfer-Gewebe auf die Kontaktierungsflächen konsolidiert wurde, bei Raumtemperatur	74
6.3	Abbildung der betrachteten Kontaktierungen. a) Lieferzustand/unvorbereitet; b) perforiert; c) Edelstahlgewebe; d) Kupfergewebe	75
6.4	Mittlerer Widerstand bei unterschiedlichen Kontaktierungsvorbereitungen	76
6.5	Vergleich des mittleren Widerstandes von Schweißleitern verschiedener Kontaktierung mit den Abmessungen 120 mm × 25 mm bei 90 mm freier Länge bei unterschiedlichen Kontaktierungsdrücken und unterschiedlichen Messströmen	78
6.6	Vergleich des mittleren Widerstandes von Schweißleitern verschiedener Kontaktierung mit den Abmessungen 120 mm × 25 mm bei 90 mm freier Länge bei 3 bar Kontaktierungsdruck und unterschiedlichen Messströmen	79
7.1	Aufbau und Durchführung des Vorversuches zur Aufkonsolidierung von Edelstahlgewebe auf den Kontaktierungsbereich von CF-Schweißleitern mittels Ultraschall	83

7.2	Ergebnis des Vorversuches zur Aufkonsolidierung von Edelstahlgewebe mittels Ultraschall-Endeffektor	84
7.3	Aufbau Vorversuch zur Aufkonsolidierung von Edelstahlgewebe auf den CF-Schweißleiter mittels Direktbestromung (Prinzipzeichnung)	86
7.4	Vorversuch zur Aufkonsolidierung von Edelstahlgewebe mittels Direktbestromung	86
7.5	Ergebnisse von VA-Kontaktierungen, die mittels Direktbestromung hergestellt wurden. Im oberen Bild ist die Überhitzung im Randbereich gut zu erkennen, das unter Bild zeigt deutlich die Einschnürung des aufkonsolidierten Bereiches aufgrund von Wärmeableitung in Richtung des Schweißleiters.	87
8.1	Benutzeroberfläche der Matlab-App zur automatisierten Auswertung der Versuchsdaten aus dem Versuchsstand	91
8.2	Menü zum Vornehmen von Einstellungen bei der Auswertung des Fügeweges	92
9.1	Materialdefinition des Schweißleiters als isotropes Material	98
9.2	Kontaktierung des Schweißleiters in der FE-Simulation beidseitig als versetzter Linienkontakt	98
9.3	Thermographieaufnahmen eines Gewebe-Leiters bei Maximaltemperatur	99
9.4	Aufbau der FE-Simulation in Ansys	99
9.5	Mittels FE-Simulation bestimmte Temperatur des Schweißleiters an der Oberfläche bei einem isotropen Materialmodell	100
9.6	Materialdefinition des Schweißleiters als anisotropes Material	100
9.7	Mittels FE-Simulation bestimmte Temperatur des Schweißleiters an der Oberfläche bei einem anisotropen Materialmodell	101

Tabellenverzeichnis

4.1	Typische Wellenlängen für Stahl mit den Nachweisgrenzen ([7])	26
5.1	Zusammenfassung der Ergebnisse der ersten Bewertungsphase zur Bestimmung von Kandidaten als Verfahren zur orts aufgelösten Temperaturmessung in der Fügezone	39

1 Einleitung

Aufgrund ihrer hohen Anforderungen ist die Luft- und Raumfahrt seit jeher Innovationsstreiber in vielen Technologiebereichen, insbesondere im Leichtbau, in der Materialentwicklung, in der Entwicklung von Fertigungsverfahren und Antriebstechnologien.

Wichtige aktuelle Ziele sind unter anderem die Erhöhung der Ressourceneffizienz in der Herstellung, im Betrieb und beim Recycling von Flugzeugen und Raketen. Dazu werden vorrangig Materialien benötigt, die den mechanischen Ansprüchen der Luft- und Raumfahrt genügen, gut verarbeitet und recycelt werden können und gleichzeitig ein hohes Leichtbaupotential haben. Diese Anforderungen werden besonders gut durch faserverstärkte Hochleistungsthermoplaste erfüllt, die daher im Bereich der Luft- und Raumfahrt als vielversprechende Materialklasse identifiziert wurden. Derzeit werden die Einsatzmöglichkeiten dieser Materialien erforscht – besonderes Augenmerk wird am Zentrum für Leichtbauproduktionstechnologie (ZLP) des Deutschen Zentrum für Luft- und Raumfahrt (DLR) in Augsburg auf die Entwicklung von Produktions- und Fügeverfahren gelegt. In dieser Arbeit werden für ein staubloses Fügeverfahren – das elektrische Widerstandsschweißen von thermoplastischen Faserverbunden – Ansätze zur orts aufgelösten Temperaturbestimmung innerhalb der Schweißnaht zum Einsatz in der Prozessreglung geprüft und umgesetzt.

2 Grundlagen

2.1 Leichtbau in der Luft- und Raumfahrt

Die Realisierung von Leichtbau bei höchsten mechanischen Eigenschaften ist essentiell für die Herstellung effizienter Flugobjekte in der Luft- und Raumfahrt. Der Kostenpunkt und die Möglichkeit, mit minimalem Aufwand sehr hohe Stückzahlen zu fertigen, steht hier bei der Materialauswahl – anders als dies beispielsweise in der Automobilbranche der Fall ist – nicht an erster Stelle.

Grundlagen zu Leichtbau im Allgemeinen und Speziellen sind in meiner Praktikumsarbeit „Einordnung des elektrischen Widerstandsschweißens von thermoplastischen Faserverbunden“ [13] detailliert ausgeführt.

2.2 Vorteile kohlenstofffaserverstärkter Thermoplaste

Auf der Suche nach Werkstoffen mit den besten mechanischen Eigenschaften bei geringstem Gewicht kristallisieren sich kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe (CFK) klar als Favorit heraus (siehe dazu Abbildung 2.1 und Abbildung 2.2). CFK ist ein Verbundmaterial, bei dem hochfeste Kohlenstofffasern (CF) in eine Matrix aus Kunststoff eingebettet sind. Die Matrix leitet die am Werkstück anliegenden Kräfte in die Fasern ein und überträgt sie von Faser zu Faser. Als feste Umschließung der Fasern sichert sie deren geometrische Lage und definiert die äußere Gestalt des Bauteils. Zudem schützt sie die Fasern vor Umwelteinflüssen. Die Eigenschaften der Matrix bestimmen wesentliche Eigenschaften des Bauteils, wie Temperatur-, Hydrolyse- und Witterungsbeständigkeit, Schlagzähigkeit und flammenhemmendes Verhalten. Die Fasern übertragen in einem Faser-Kunststoff-Verbund die anliegenden Lasten und definieren somit die mechanischen Eigenschaften des Bauteils wie Elastizitätsmodul und Festigkeit. Weitere Ausführungen zu Faserverbundmaterialien im Allgemeinen und kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen im Speziellen sind in [13] zusammengestellt.

Die Bedeutung von Faserverbundwerkstoffen als Material für Luftfahrtanwendungen wird

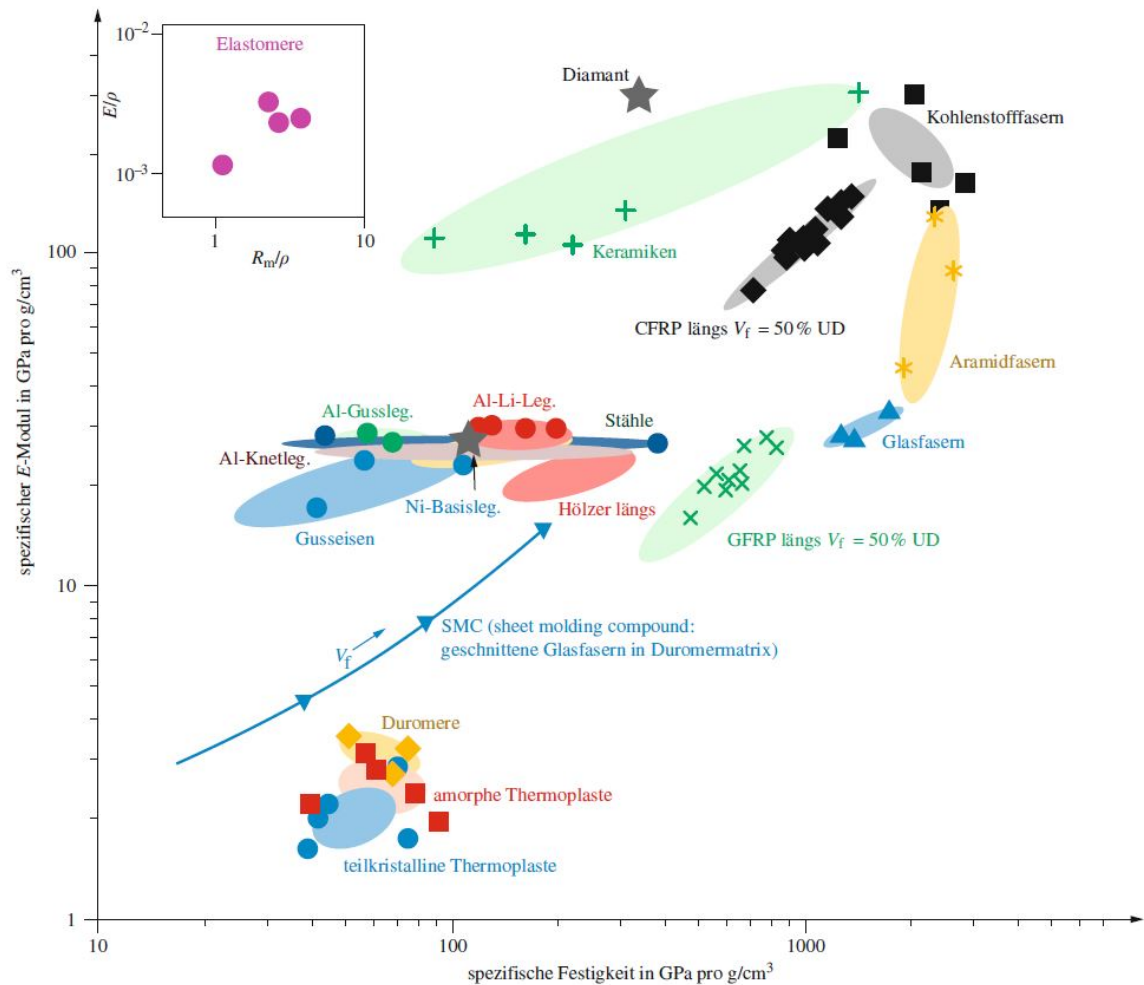


Abbildung 2.1: Spezifische E-Moduln und spezifische Elastizitätsgrenzen (Streck- bzw. Dehngrenzen für Metalle und Polymere, Bruchfestigkeiten für Hölzer (|| zur Maserung), Fasern in longitudinaler Richtung, Verbundwerkstoffe und Keramiken in doppellogarithmischer Skala; weiterhin mit 50 Vol.-% unidirektional mit kontinuierlichen Kohlenstofffasern (CFRP || $v_f = 50\%$ UD) und analog mit Glasfasern (GFRP || $v_f = 50\%$ UD) verstärkte Polymere; Duromere mit regellos in der Ebene eingebetteten, geschnittenen Glasfasern unterschiedlicher Volumenanteile (SMC); Elastomere sind in einer Detailgraphik kleinerer Größenordnung links oben eingefügt ([9] S.421).

in Abbildung 2.3 deutlich: Derzeit haben Faserverbunde, ein Großteil davon CFK, bereits einen Anteil am Strukturgewicht von über 50% in zivilen Flugzeugen. Unter anderem werden beispielsweise ganze Rumpfsektionen und Teile der Tragflächen aus CFK gefertigt.

Derzeit werden in erster Linie Faserverbunde mit duroplastischen Matrices genutzt. Diese haben jedoch im Vergleich zu anderen Leichtbaumaterialien in einigen wichtigen Aspekten, wie der Fügbarkeit, der Bearbeitbarkeit, der Designfähigkeit, der Rezyklierbarkeit und dem Preis schlechtere Eigenschaften (siehe Abbildung 2.2). Einige dieser Eigenschaften lassen sich durch den Einsatz von thermoplastischen Matrices stark verbessern:

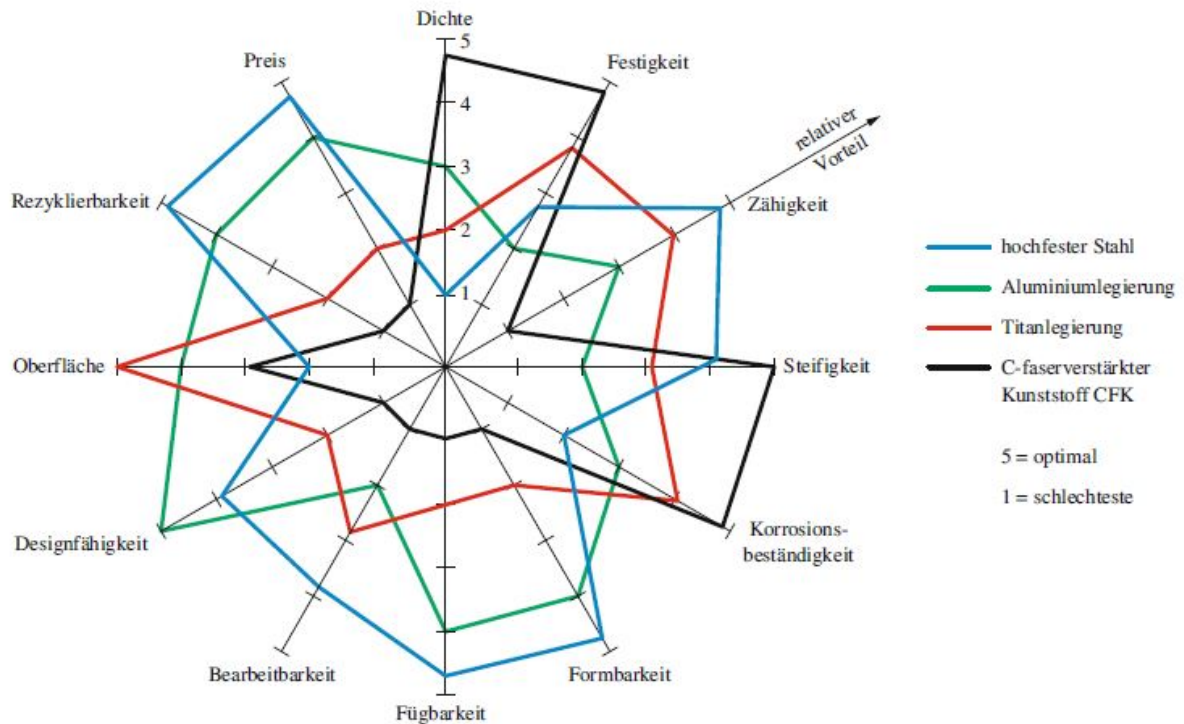


Abbildung 2.2: Vergleich der Eigenschaften verschiedener Leichtbauwerkstoffe ([9] S.383).
 Bei der Fügbarkeit von CFK wird wohl von einer Duromermatrix ausgegangen.
 Der Einsatz thermoplastischer Matrices verbessert einige Eigenschaften wie die Rezyklierbarkeit, die Formbarkeit und insbesondere die Fügbarkeit von CFK deutlich.

Thermoplaste bestehen aus wenig oder nicht verzweigt linearen Kohlenstoffketten, die nur durch schwache physikalische Bindungen miteinander verbunden sind. Entsprechend lassen sie sich in einem bestimmten Temperaturbereich reversibel verformen. Duroplaste bestehen aus engmaschig fest vernetzten Kohlenstoffketten, die bei Überschreitung ihrer Zersetzungstemperatur degradieren. Somit ergeben sich für thermoplastische Werkstoffe im Vergleich zu duroplastischen Matrices große Verbesserungen bei den Punkten Formbarkeit, Fügbarkeit, Automatisierbarkeit und Rezyklierbarkeit.

2.3 Überblick über Fügeverfahren für thermoplastische Faserverbundwerkstoffe

Eine besondere Bedeutung kommt der Fügbarkeit von Faserverbunden mit thermoplastischer Matrix zu: Während klassische Faserverbunde mit duroplastischer Matrix mittels Nieten oder Kleben gefügt werden, lassen sich thermoplastische Faserverbunde unter der

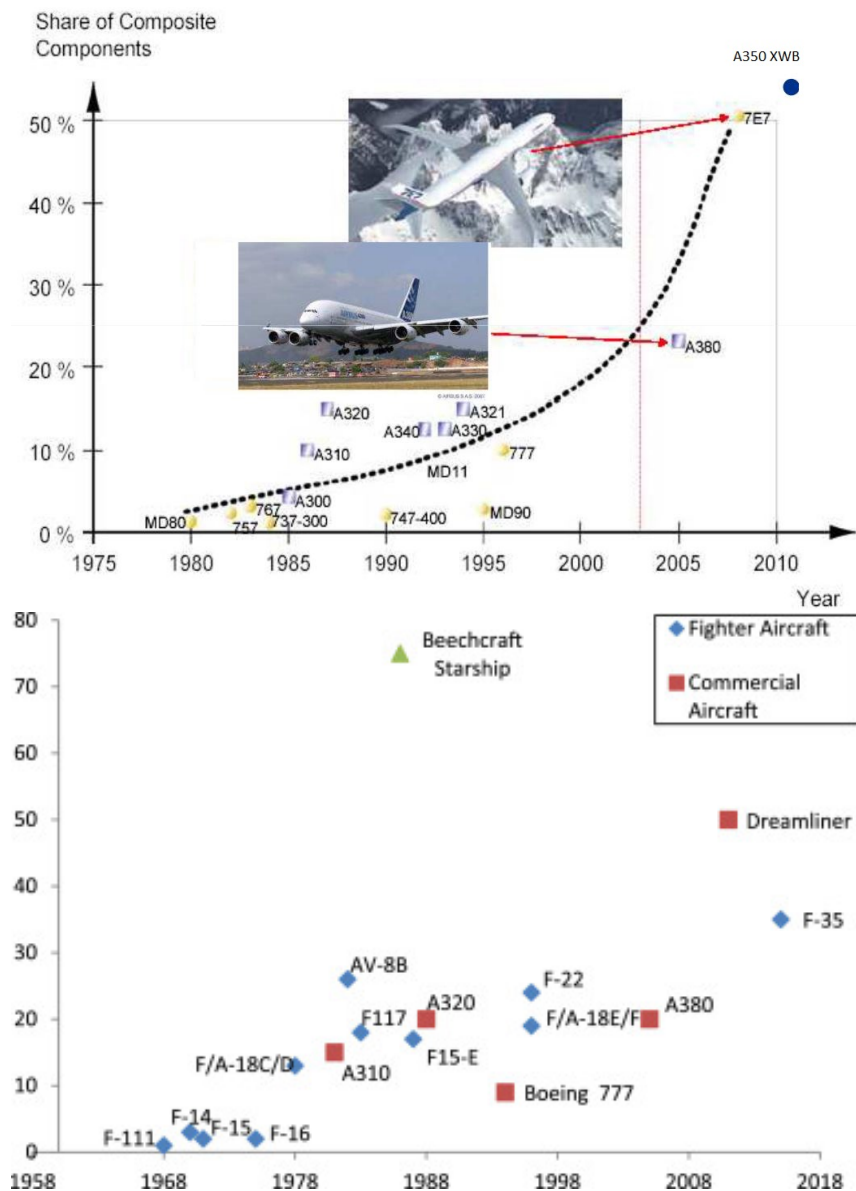


Abbildung 2.3: Entwicklung des Faserverbundanteils in der zivilen Luftfahrt (entnommen aus [8])

Verwendung verschiedener Schweißverfahren fügen. Zu den unterschiedlichen Schweiß- und Fügeverfahren sowie zu den Vorteilen des Schweißens sind in [13] ausführliche Erklärungen zu finden. Im Folgenden wird der aktuelle Forschungsstand beim Prozess des elektrischen Widerstandsschweißens dargestellt. Im weiteren Verlauf dieser Arbeit werden Beiträge zur Weiterentwicklung dieses Fügeverfahrens – insbesondere zur Entwicklung einer Prozessregelung – ausgeführt.

2.4 Elektrisches Widerstandsschweißen

Das elektrische Widerstandsschweißen basiert auf einer sehr einfachen physikalischen Grundlage: Ein Schweißleiter mit elektrischem Widerstand R wird von einem Strom I durchflossen. Dabei entsteht Joulesche Wärme entsprechend $P = R \cdot I^2$. Der Schweißleiter ist zwischen den Fügepartnern eingeklemmt und erwärmt diese im Bereich der Fügezone auf eine Temperatur, die über der Schmelztemperatur liegt. Nach Abschalten des Schweißstroms härtet die Matrix wieder aus und bildet dabei eine flächige Schweißnaht. Prinzipbedingt verbleibt der Schweißleiter in der Fügezone. Um eine gute Verbindung der Fügepartner zu erreichen, wird die Fügezone mit einem Fügedruck von 5 bar beaufschlagt. Diese sogenannte Konsolidation dient der Verbindung der aufgeschmolzenen Matrix der beiden Fügepartner ohne Lufteinschlüsse in der Fügezone.

Als Schweißleiter eignen sich insbesondere Metallgewebe und Kohlenstofffasern. Metallgewebe sorgen aufgrund ihrer Kaltleitereigenschaften für eine gut kontrollierbare homogene Temperaturverteilung, stören jedoch als Fremdmaterial in der Fügezone. So entstehen Nachteile bezüglich des Gewichtes, der Korrosionsbeständigkeit, der Radarsignatur und der Schubfestigkeit (siehe [12] S. 32). Die Konsolidierung zwischen Metall und Matrix stellt in der Regel aufgrund von unvollständiger Anbindung eine Schwachstelle dar.

Bei der Verwendung von Schweißleitern aus Kohlenstofffasern wird beim Verschweißen von Organoblechen aus kohlenstofffaserverstärkten Thermoplasten kein Fremdmaterial in die Fügezone eingebracht. Organobleche sind vollständig impregnierte und konsolidierte Halbzeuge aus Fasergeweben- oder -gelegen und termoplastischer Matrix, die hauptsächlich durch Heißpressen weiterverarbeitet werden (siehe [4] S.235). Die elektrische Leitfähigkeit der CF ist stark anisotrop – quer zur Faserrichtung wird also kaum Strom geleitet, die Erwärmung in diese Richtung ist mangelhaft. Ein Ansatz zur Lösung dieses Problems ist die Verwendung von Gewebeleitern.

CF sind Heißleiter, der elektrische Widerstand sinkt also mit der Temperatur. Dies führt zur Problematik lokaler Überhitzungen (Hotspots): Steigt die Temperatur an einer Stelle über das Niveau der Umgebung, sinkt an dieser Stelle der elektrische Widerstand, was zu steigendem Stromfluss und somit gemäß $P = R \cdot I^2$ zu einer mit dem Stromfluss qua-

dratisch steigenden Erwärmung führt. Auch hier helfen Gewebeleiter aufgrund der guten thermischen Leitfähigkeit der CF in Faserrichtung dabei, die Wärme möglichst gleichmäßig zu verteilen. Insbesondere bei langen Schweißzeiten stellen Hotspots jedoch eine große Herausforderung dar.

Der aktuelle Versuchsaufbau zum statischen Widerstandsschweißen ist schematisch in Abbildung 2.4 dargestellt. Die Untersuchungen in dieser Arbeit werden für folgende Materialkombination durchgeführt: Als Schweißleiter wird ein einlagiges CF-Gewebe der Firma Toray (vormals TenCate) verwendet. Als thermoplastische Matrix kommt ein teilkristallines Polyethylensulfid (PPS), als Verstärkungsfasern kommen T300 in 3K-Rovings zum Einsatz. Das Produktdatenblatt zum Harzsystem ist im Anhang zu finden, das verwendete Verbundmaterial (N T300 3K, 5HS, 280GSM FAW, 43% RC (50% BY VOLU) auf Seite 4 des Datenblattes. Als Isolationslage kommt ein Glasfasergewebe mit PPS-Matrix mit den Daten 120gsm, 4HS, 60% RC zum Einsatz. Dabei handelt es sich um eine Sonderanfertigung, die auf einer Heißpresse hergestellt wird. Die CF-PPS-Schweißleiter und die Isolationslagen werden mittels Ultraschall punktuell geheftet und ergeben dann das sogenannte Schweißelement.

Der Schweißleiter wird zur besseren Einkopplung des Stromes im Kontaktierungsbereich unter Zuhilfenahme einer Nähmaschine mit dem Stichmuster L1W4, also 1 mm Lochabstand und 4 Löcher über der Breite, in einem Abstand von 15 mm von der jeweiligen Schnittkante perforiert.

Die Druckstücke bestehen aus Invar, einer Eisen-Nickel-Legierung mit 36% Nickelgehalt, die sich durch einen sehr geringen und teilweise sogar negativen Wärmeausdehnungskoeffizienten auszeichnen. Die Invar-Druckstücke werden mittels elektrischer Heizpatronen auf eine Temperatur von 160°C geheizt. Durch diese Vorheizung muss durch den eigentlichen Schweißprozess mittels Bestromung weniger Wärme eingebracht werden. Aufgrund der Heileitereigenschaften des CF-Schweißleiters hilft ein Vorheizen der Fügezone dabei, den elektrischen Widerstand in der Fügezone zu senken und somit den Stromfluss auf diesen Bereich zu fokussieren. Dadurch sinkt das Risiko von Überhitzungen und Kurzschlüssen. Im Prozess wird das untere Organoblech auf das untere Druckstück gelegt. Anschließend werden zuerst das Schweißelement, dann das obere Organoblech eingelegt. Die Kon-

taktierung erfolgt von unten mit einem Kupferklotz. Auf die Kontaktierungsfahne des Schweißleiters wird ein Silikongummistreifen zur gleichmäßigen Verteilung des Kontaktierungsdruckes gelegt, auf diesen wiederum ein Kupferklotz. Die Kupferklötze sind mit Kaptonklebeband und Keramikplatten elektrisch isoliert. Im Anschluss an das Einlegen der Fügepartner werden mittels pneumatischer Druckzylinder der Fügedruck / Konsolidierungsdruck auf die Druckstücke in der Fügezone und der Kontaktierungsdruck auf die Kupferklötze im Kontaktierungsbereich aufgebracht. Der Aufbau ist schematisch in Abbildung 2.4 dargestellt.

Lange Prozesszeiten sind vorteilhaft, da lokale Temperaturunterschiede geringere Auswirkungen auf die Festigkeit haben. Langsamere Abkühlraten sorgen für einen höheren Kristallisationsgrad der teilkristallinen Matrix und somit zu einer höheren Festigkeit der Schweißung als schnelle Abkühlraten. Die Entwicklung des elektrischen Widerstandsschweißens für thermoplastische Faserverbundwerkstoffe am DLR befindet sich schon in einem recht fortgeschrittenen Stadium. Die Versuche liefern reproduzierbar hochqualitative Schweißergebnisse hoher Festigkeit, erste Demonstratoren zu möglichen Anwendungsfeldern wurden gefertigt und öffentlichkeitswirksam präsentiert. Besonders hervorzuheben ist hierbei ein full-scale-Demonstrator einer thermoplastischen Druckkalotte, die bei Premium Aerotech für die nächste Generation des Airbus A350 entwickelt wird.

Bisher wurde der Schweißprozess praktisch-experimentell zum derzeitigen Niveau entwickelt. Die verwendeten Parameter werden mit den im Nachgang mit den erreichten Festigkeitswerten korreliert, die mittels Single Lap Shear-Zugproben ermittelt werden. Bisher wurden richtungsabhängige Effekte noch nicht im Rahmen einer FE-Simulation untersucht. Auch eine systematische Untersuchung der elektrischen Widerstände sowie die Entwicklung von Methoden zur adaptiven Regelung des Schweißprozesses stehen noch aus. In der vorliegenden Arbeit werden Beiträge zur Entwicklung einer Prozessregelung und zur Verbesserung der Vergleichbarkeit einzelner Versuche vorgestellt.

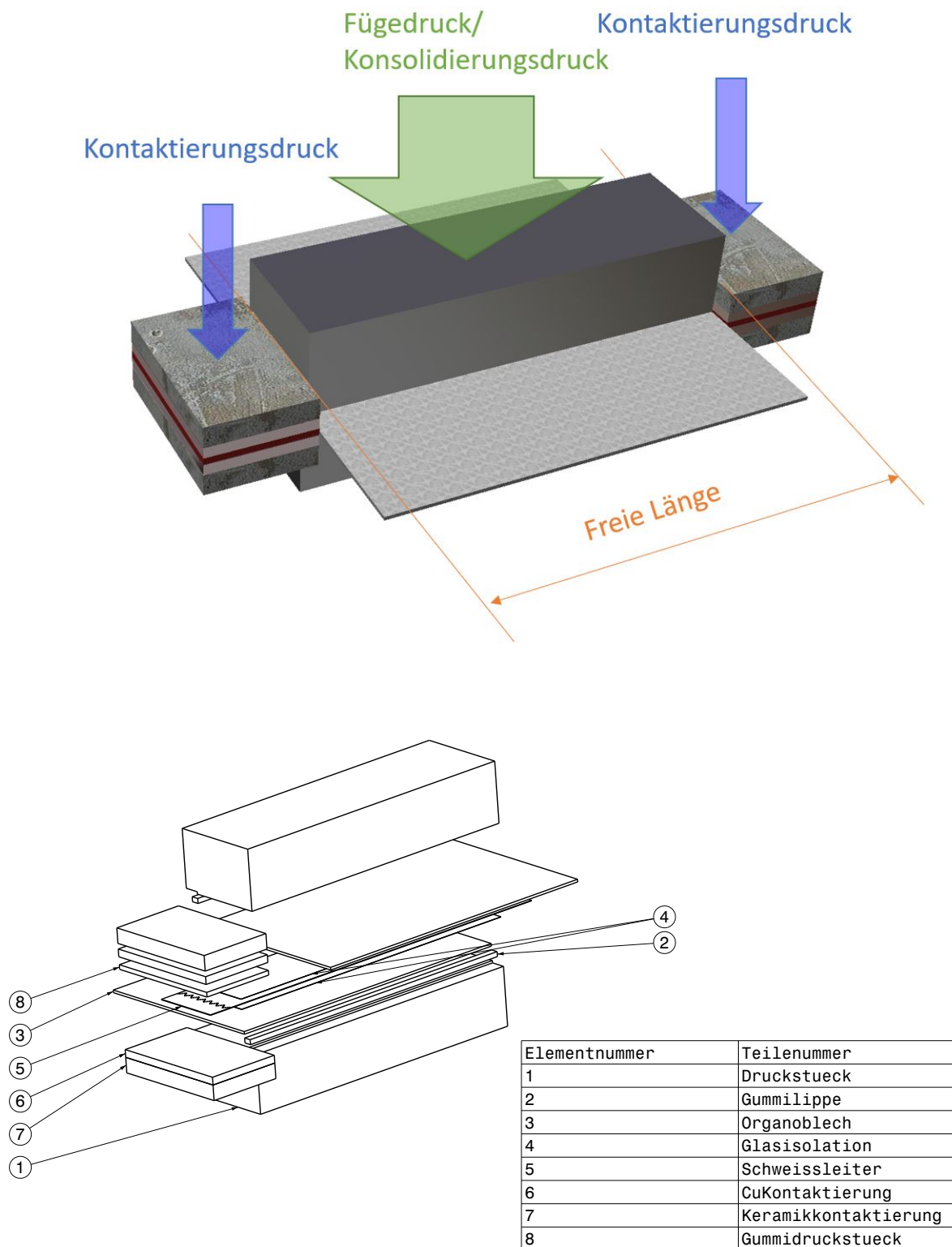


Abbildung 2.4: Schematische Darstellung des aktuellen Versuchsaufbaus zur Entwicklung und Validierung des statischen elektrischen Widerstandsschweißens von thermoplastischen Faserverbundwerkstoffen

3 Präzisierung der Aufgabenstellung

In dieser Arbeit wird das elektrische Widerstandsschweißen von kohlenstofffaserverstärkten Thermoplasten betrachtet. Die orts aufgelöste Temperaturbestimmung innerhalb der Schweißnaht soll als Verfahren zur Prozessregelung beim Schweißprozess eingesetzt werden. Bei der Schweißnaht handelt es sich im betrachteten Prozess um eine Verbindungsfläche, die im Folgenden als Fügezone (FZ) bezeichnet wird.

Zunächst werden allgemein Möglichkeiten zur Prozessregelung diskutiert und auf ihre Tauglichkeit geprüft. Bei der Suche nach Konzepten zur Temperaturbestimmung innerhalb der Fügezone wurden außerdem einige Vorarbeiten notwendig, deren Bedeutung im Rahmen dieser Arbeit diskutiert wird. Für die dabei sichtbar gewordenen Fragestellungen werden Lösungsvorschläge erarbeitet. Diese Vorarbeiten werden im Folgenden kurz dargestellt.

Um fundierte Aussagen zu Prozessparametern und -verläufen treffen und Optimierungen vornehmen zu können, müssen die Messdaten aus dem Schweißstand aufbereitet und ausgewertet werden. Dafür war bislang kein bedienerfreundliches schnelles Tool vorhanden. Die dafür erarbeitete Lösung besteht in der Entwicklung einer Matlab-App zur Datenauswertung (siehe Abschnitt 8).

Die Suche nach Konzepten zur Temperaturbestimmung in der Fügezone (siehe Abschnitt 5) ergab als vielversprechendes Konzept u.a. die Nutzung des temperaturabhängigen Widerstandes. Bei gegenwärtigem Stand der Technik schwankt der Widerstand der Schweißleiter unter gleichen Bedingungen jedoch recht stark, ist vergleichsweise hoch und prozessabhängig (u.a. vom Kontaktierungsdruck). Ein wichtiger Schritt in der Optimierung des Gesamtprozesses ist daher die Optimierung des Kontaktwiderstandes. Auch für die Nutzung des elektrischen Widerstandes als Temperaturinformation ist eine Optimierung des Kontaktwiderstandes sinnvoll. Hiermit stellen sich weitere Forschungsfragen, nämlich ein Vergleich verschiedener bestehender Kontaktierungsvarianten, die Entwicklung einer neuen Kontaktierungsmethode sowie die Entwicklung einer Konsolidierungsstation in Abschnitt 6.

Wie bereits in Unterabschnitt 2.4 erwähnt, stellen lokale Effekte – insbesondere Überhitzungen – eine große Herausforderung dar. Um die zugrunde liegenden Prinzipien besser

zu verstehen und verschiedene Einflussparameter zu überprüfen, wird in Abschnitt 9 eine grundlegende elektrische und thermische Finite-Elemente-Simulation des Prozesses entwickelt.

Für die Beantwortung der oben aufgeführten Fragen stellt die Datenlage eine große Herausforderung dar. Da sich der Prozess noch in der Entwicklungsphase befindet, ändern sich die Parameter von Versuchstag zu Versuchstag. Sobald funktionierende Parameter gefunden wurden, wurden die meisten Versuche zudem ohne die Verwendung von Thermoelementen durchgeführt. Dies sorgte für einen geringeren Aufwand und machte es möglich, das Verbleiben von Fremdmaterialien in der Fügezone zu vermeiden. Daher gibt es kaum vergleichbare Versuchsdaten, insbesondere ist der Bestand an Versuchsdaten mit Temperaturinformationen sehr gering. Um eine Datengrundlage für diese Arbeit zu schaffen, müssen also neue Versuchsreihen gefahren werden, in denen unter vergleichbaren Bedingungen Daten erhoben werden.

4 Untersuchung von Möglichkeiten der Prozessregelung

Es wird eine kontinuierliche Überwachung und Regelung des Schweißprozesses angestrebt. Letztendliches Ziel ist es, einen robusten Prozess sicherzustellen, der Schweißungen mit hohen Festigkeitswerten und geringer Streubreite ergibt.

Dabei sollen nicht nur die eingestellten Parameter konstant gehalten werden, sondern bei auftretenden Schwankungen – beispielsweise in Form von lokalen Überhitzungen – sollen automatisch die Einstellungen so angepasst werden, dass reproduzierbar Schweißungen von gleichbleibender Qualität gewährleistet sind.

Die Verwendung einer Regelung mit entsprechenden Regelgrößen erlaubt auch eine in-situ-Prozessüberwachung und Qualitätssicherung. Eventueller Ausschuss wird bereits während des Prozesses erkannt, die aufgezeichneten Daten aus der Prozessüberwachung stehen der Qualitätssicherung zur Verfügung und machen im Idealfall eine anschließende Kontrolle sogar überflüssig.

Ageorges und Ye beschreiben in [12] eine Fügewegregelung und eine Druckregelung. Seiner Aussage nach wurden die meisten durchgeführten Versuche über den Fügeweg geregelt.

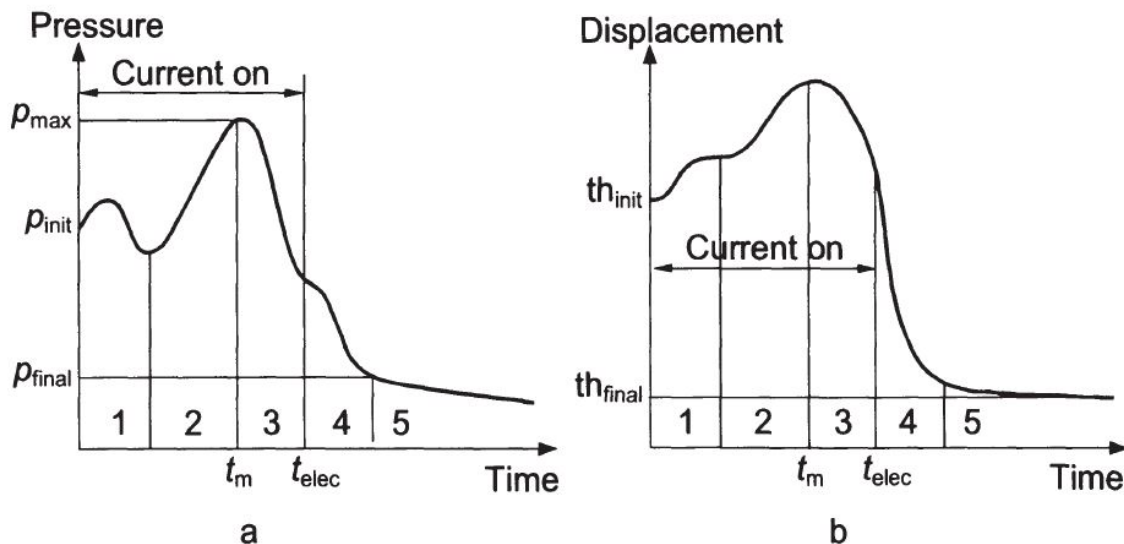


Abbildung 4.1: Vergleich zwischen unterschiedlich geregelten Widerstandsschweißprozessen: a. ffügeweggeregelt; b. druckgeregelt

Hier wird das Druckstück mit dem Konsolidierungsdruck auf das Schweiß-Stacking gedrückt. Ein Stacking ist ein Stapel aus orientierten Halbzeugen wie beispielsweise Gewebematten und Matrixfolien. Dieses wird anschließend durch das Aufbringen von Wärme und Druck zu einem Bauteil konsolidiert. Während des Schweißvorganges wird die Position des Druckstückes konstant gehalten, während der Druck variiert. Diese Methode hat den Vorteil, dass die Enddicke der Schweißung kontrolliert werden kann. Problematisch ist die Tatsache, dass der Druck nicht geregelt wird. Während des Schweißvorganges überschreitet der Druck den Anfangs-Konsolidierungsdruck und kann im ungünstigsten Fall zu einer hohen Verdrängung von Matrixmaterial aus der Fügezone, auch Schmelzfluss genannt, führen, wodurch ein zu trockenes, also matrixarmes Laminat mit deutlichen Festigkeitseinbußen aufgrund der reduzierten Lastübertragung durch die Matrix entsteht.

Bei einer Schweißung unter konstantem Konsolidierungsdruck bewegt sich das Druckstück, um thermische Expansion und Matrixfluss auszugleichen. Die endgültige Dicke der Fügung kann hier nicht eingestellt werden und ergibt sich durch die Schweißzeit, den Faservolumengehalt der Fügepartner, den Konsolidierungsdruck, etc. In Abbildung 4.1 wird der Schweißprozess bei den beiden oben beschriebenen Regelungen in verschiedene Bereiche eingeteilt. Ageorges beschreibt die physikalischen Vorgänge folgendermaßen:

- Phase 1: Die erste Verdichtung findet statt, dabei wirken thermische Ausdehnung, Kristallisation der Matrix (nur bei teilkristallinen Polymeren eine Kontraktion) und

Matrixfluss bei Erreichen von T_g oder T_m (Kontraktion) zusammen.

- Phase 2: Diese Phase ist durch die volumetrische Ausdehnung aufgrund von Temperaturerhöhung bestimmt.
- Phase 3: Die Schmelztemperatur T_m ist erreicht, es findet makroskopisches Schmelzen und Schmelzfluss in der Fügezone statt, wodurch eine Druckminderung oder Verringerung der Dicke bewirkt werden.
- Phase 4: Die Bestromungszeit ist vorüber, der Schmelzfluss setzt sich während des Abkühlens fort, bis die Aushärtung beginnt.
- Phase 5: Das Material ist komplett verfestigt. Eine weitere Verringerung der Dicke oder des Druckes ergeben sich aufgrund der thermischen Kontraktion.

Ein Vergleich der Festigkeiten von Proben, die fügedruck- und fügewegeregelt hergestellt wurden, zeigt laut Ageorges keine signifikanten Unterschiede.

Der Schweißprozess am DLR fand bisher bei konstantem Fügedruck (über pneumatische Druckzylinder gewährleistet) statt und wurde bei konstanter Spannung für eine experimentell ermittelte Zeitdauer durchgeführt. Diese Zeitdauer wurde unter Zuhilfenahme von Thermoelementen in der Fügezone und durch Korrelation mit Ergebnissen der nachfolgenden Ultraschallscans bestimmt. Der Schweißstand verfügt über hochauflösende Abstandssensoren, mit denen der Fügeweg gemessen wird. Außerdem werden die Spannung und Stromstärke aufgezeichnet.

Im Folgenden werden verschiedene Ansätze zur Regelung des Schweißprozesses geprüft.

4.1 Regelung über die eingebrachte Energie

Physikalische Grundlage des elektrischen Widerstandsschweißens ist die Umwandlung eines Teils der eingebrachten elektrischen Energie in Joulesche Wärme entsprechend

$P = R \cdot I^2 = \frac{U^2}{R}$. Falls die Erwärmung des Schweißleiters ausreichend homogen erfolgt und der Widerstand R also über die gesamte Fläche des Schweißleiters konstant ist, kann die eingebrachte Energie – also die über die Zeit integrierte Leistung – als Regelgröße für den Schweißprozess verwendet werden.

Für den Schweißprozess wird die Spannung vorgegeben, das Netzteil regelt entsprechend $U = R \cdot I$ die Stromstärke nach. Da bei Erwärmung des Schweißleiters der Widerstand

sinkt, steigt der Strom entsprechend an, um die vorgegebene Spannung aufrecht zu erhalten. Siehe dazu Abbildung 4.2.

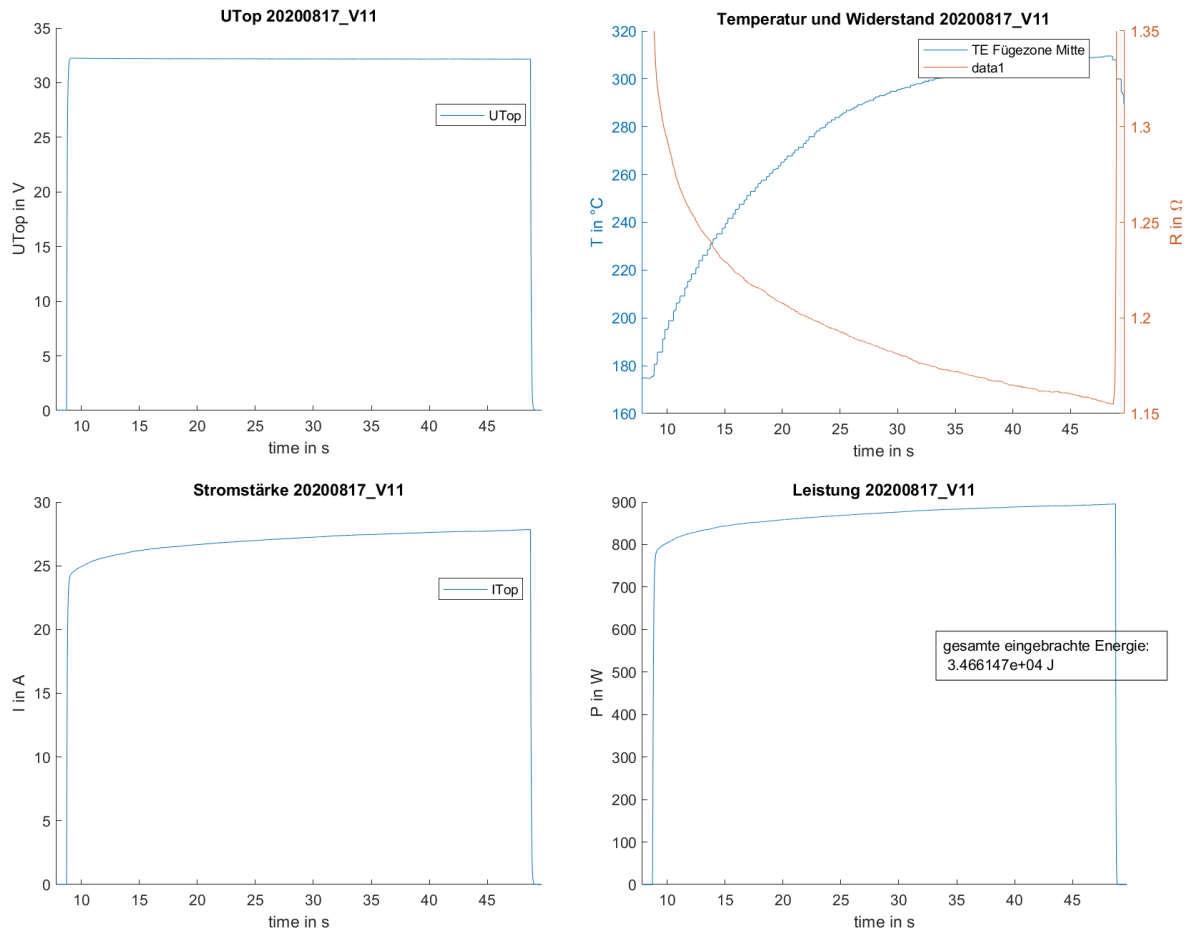


Abbildung 4.2: Messwerte bei einem typischen Schweißversuch: Die Spannung ist für 40 s konstant auf 33 V geregelt; da der Widerstand mit der Temperatur sinkt, wird die Stromstärke entsprechend angehoben, es ergibt sich eine über die Zeit steigende Leistung.

Es gilt:

$$P(T) = \frac{U^2}{R(T)} \quad (1)$$

Die temperaturabhängige Leistung $P(T)$ hängt also nur vom temperaturabhängigen Widerstand $R(T)$ ab.

Es ist möglich, die eingebrachte Energie mit der Temperatur zu korrelieren. Der typische Verlauf der eingebrachten Energie als Integral der Leistung über der Zeit ist in Abbildung 4.3 als Plot über der Temperatur in der Fügezone dargestellt.

Ein Vorteil der Prozessregelung über die eingebrachte Energie im Vergleich zur reinen Steuerung über die Zeit ist, dass Vorfälle wie Kurzschlüsse durch einen vergleichsweise

starken Anstieg der eingebrachten Energie über die Zeit detektiert werden und als Abbruchkriterium definiert werden können. Die Regelung über die eingebrachte Energie setzt jedoch ein sehr homogenes und reproduzierbares $R(T)$ -Verhalten voraus. Dieses wird in Unterabschnitt 5.6 betrachtet. Ein Verlauf der eingebrachten Energie über der Zeit bei einem fehlgeschlagenen Versuch mit Kurzschluss ist in Abbildung 4.4 zu sehen.

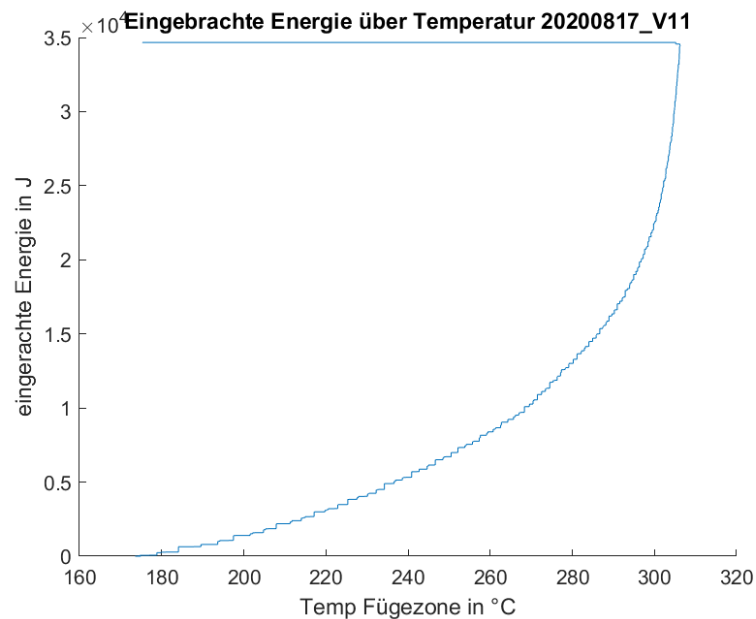


Abbildung 4.3: Darstellung der eingebrachten Energie über der Temperatur

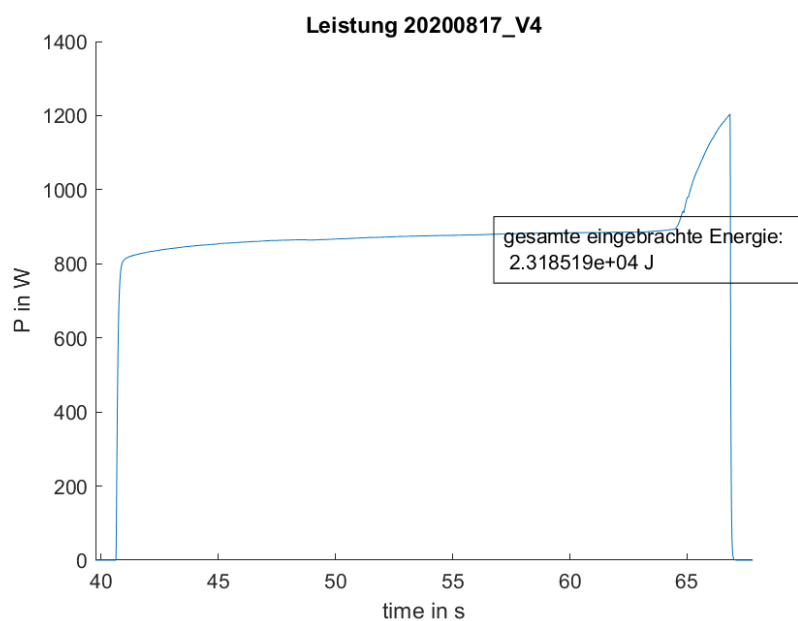


Abbildung 4.4: Typischer Verlauf der Leistung bei einem Schweißversuch, der aufgrund eines Durchschlages missglückt

Betrachtet man Versuche, die unter gleichen Bedingungen und mit gleicher Dauer durchgeführt wurden, so erhält man sehr ähnliche Werte für die gesamte eingebrachte Energie (siehe dazu Abbildung 4.5). Die hier ausgewerteten Versuche wurden spannungsgeregelt bei 33 V für 40 s durchgeführt. Versuche 1 bis 5 wurden in einer Versuchsreihe durchgeführt, in einer anderen Versuchsreihe die Versuche 6 bis 9. Der Offset in den Messwerten ist eventuell durch die Verwendung der „sense-Funktion“ in der Steuerungssoftware des Netzteils begründet. Diese wurde in der zweiten Versuchsreihe aktiviert. Es werden bei aktivierter Sense-Funktion die mittels Sense-Leitungen an den Kontaktierungsklötzen der Fügezone gemessenen Spannungs- und Stromwerte ausgegeben und nicht, wie zuvor, die direkt an den Anschlüssen des Netzteils ausgegebenen Werte. Leistungsverluste an Leitungswiderständen fließen also nicht mehr in die Auswertung ein.

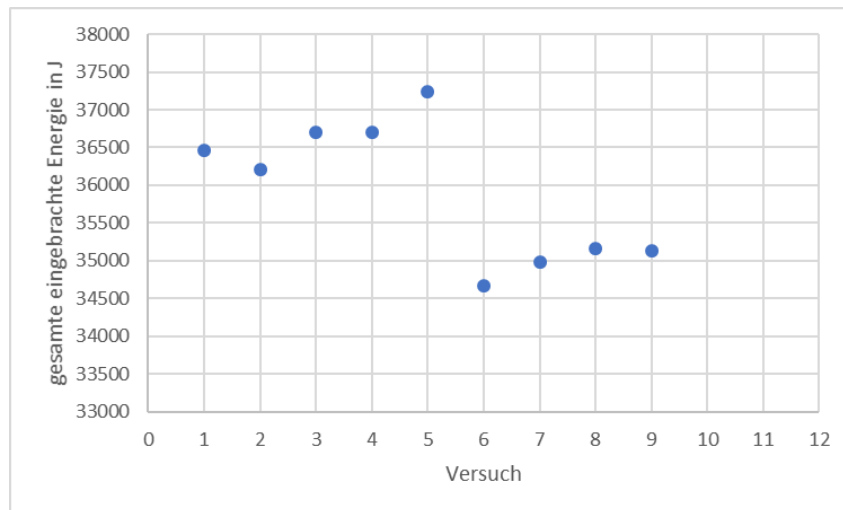


Abbildung 4.5: Vergleich der aufintegrierten insgesamt eingebrachten Energie bei Schweißversuchen mit 200 mm freier Länge, spannungsgeregelt auf 33 V und Bestromung für 40 s. Es handelt sich dabei um zwei verschiedene Versuchstage.

Abbildung 4.6 zeigt die Auswertung der eingebrachten Energie bei 280°C für verschiedene Versuche. Dabei wurden Versuche verschiedener Dauer ausgewertet, die jedoch alle mit auf 160°C geheizten Druckstücken spannungsgeregelt bei 33 V durchgeführt wurden. Es ergibt sich ein Durchschnittswert von 12550,6 J mit einer Standardabweichung von 2897 J. Aufgrund von dieser großen Streuung und mangelnden Homogenität ist die Verwendung der eingebrachten Energie als Regelgröße *nicht* geeignet.

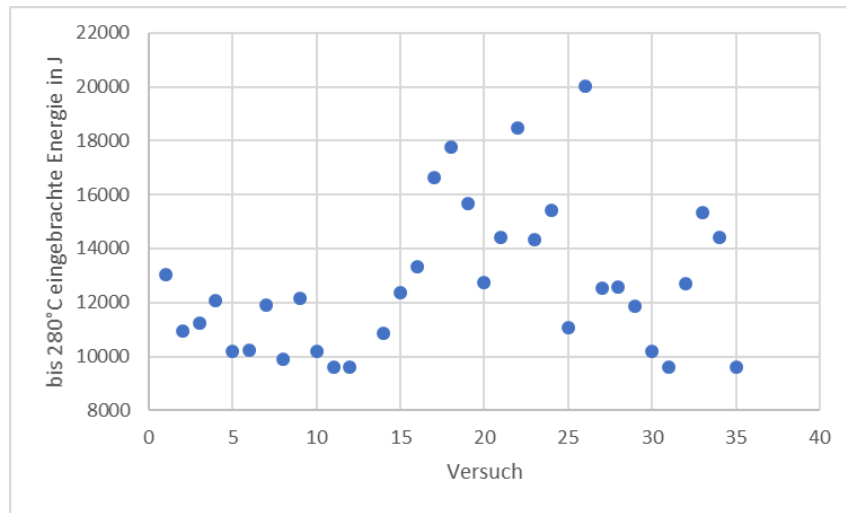


Abbildung 4.6: Darstellung der Energie, die bis zum Erreichen der Temperatur 280°C in der Fügezone eingebracht wurde.

4.2 Regelung über den Fügeweg bei konstantem Fügedruck

Im vorliegenden Versuchsaufbau wird der Fügedruck über Pneumatikzylinder aufgebracht. Der Druck wird also konstant gehalten, die Materialien in der Fügezone können sich ausdehnen, zusammenziehen und werden kompaktiert. Mittels Laser-Abstandssensoren von Panasonic (HL-G105-A-C5) wird der Abstand (im Folgenden als Fügeweg bezeichnet) der Oberfläche des oberen Organoblechs zum Druckzylinder gemessen und während des Schweißprozesses aufgezeichnet. Falls die Abstandsänderungen ausreichend gut mit den Temperaturänderungen korrelieren (wiederholbar gleiche Abstandsänderungen bei gleicher Erwärmung), so kann der Fügeweg als Regelgröße verwendet werden.

Der Verlauf der aufgenommenen Fügewege entspricht in vielen Fällen dem aus der Theorie bekannten Verlauf (siehe Abbildung 4.1). Eine beispielhafte Auswertung ist in Abbildung 4.7 dargestellt.

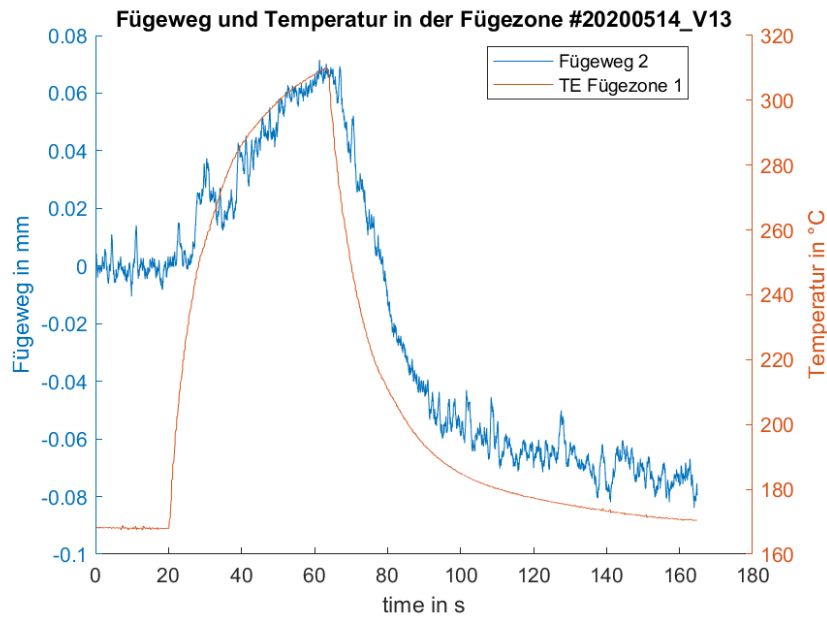


Abbildung 4.7: Darstellung des Fügeweges und der Temperatur beim Schweißvorgang

Da die meisten verfügbaren Daten aus der Prozessentwicklung stammen, ist es schwierig, vergleichbare Datensätze auszuwerten: Einige Versuche wurden ohne die Verwendung von Thermoelementen durchgeführt, sodass keine Temperaturinformationen vorliegen. Außerdem sind die Fügewegsensoren nur an dem Druckzylinder für Versuche mit 200 mm freier Länge im Versuchsstand verbaut. Zwischen den einzelnen Versuchen variieren in vielen Fällen die Prozesszeiten und Steuergrößen wie beispielsweise Spannung und Fügedruck. In Abbildung 4.8 werden die Fügewege von Versuchen verglichen, bei denen PPS-Platten bei 200 mm freier Länge unter einem Fügedruck von 8 bar verschweißt wurden. Um eine Vergleichbarkeit der Messdaten zu erreichen, werden die Messdaten des gleichen Fügewegsensors betrachtet. Die eingelesenen Werte werden an der x -Achse gespiegelt und der Mittelwert der Messdaten der ersten beiden Sekunden wird als Nullwert gesetzt. Somit kann anstelle des Abstandes vom Fügewegsensor zur Oberfläche des oberen Druckstückes die Höhe des oberen Druckstückes dargestellt werden. Anschließend wird bei jedem Schweißversuch der (invertierte und genullte) Fügeweg zum Zeitpunkt der maximalen Temperatur ermittelt.

Es zeigt sich eine sehr große Streuung der maximalen Fügewege, so dass eine Regelung über den Fügeweg zumindest bei einer Messung durch die im Versuchsstand integrierten Sensoren *nicht* möglich ist. Ein möglicher Grund ist die Verwendung sehr matrixarmer Halbzeuge. Zur weiteren Untersuchung des Einsatzes der Fügewegregelung müssten im

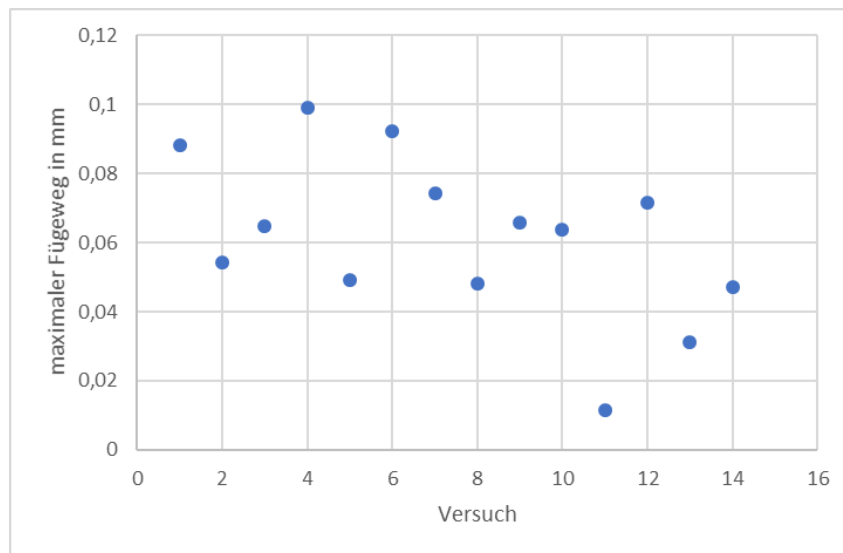


Abbildung 4.8: Darstellung der Maximalwerte des Fügeweges bei verschiedenen Schweißversuchen mit 200 mm freier Länge

Rahmen einer neuen Versuchsreihe Schweißungen mit dem Fügeweg als Regelgröße und einer variablen Schweißdauer durchgeführt werden.

4.3 Regelung über die örtliche Detektion der Schmelze

Falls es gelingt, während des Schweißprozesses die Schmelze in der Fügezone zu detektieren, kann der Prozess derart geregelt werden, dass am Ende ein Aufschmelzen der gesamten Fügezone gewährleistet ist. Somit sollte eine gleichmäßige Konsolidierung gewährleistet sein. Zusätzlich wäre eine Inline-Qualitätssicherung durch die Aufzeichnung der Prozessdaten möglich.

Zur örtlichen Detektion der Schmelze bietet sich die Verwendung von Ultraschallsensoren an. Dabei wird ein Schallimpuls in das zu messende Objekt eingekoppelt. Anschließend wird dieses Signal in Reflexion oder Transmission aufgefangen und analysiert.

In der Regel wird die Ultraschallmessung in Reflexion angewendet. Trifft der Schallimpuls auf eine Grenzfläche, so wird ein Teil des Schalls reflektiert, ein anderer Teil transmittiert. Der transmittierte Teil des Schalls wird an der nächsten Grenzfläche erneut teilweise reflektiert. Diese Reflexionen werden vom Empfänger detektiert und erlauben somit bei bekannter Schallgeschwindigkeit im Medium Aussagen zur Tiefe von Grenzflächen im Material. Ausführliche theoretische Grundlagen zur Verwendung von Ultraschall sind in Unterunterabschnitt 4.3.1 zu finden.

Folgende Grenzflächen treten in in Abbildung 2.4 dargestellten Versuchsaufbau vor Einsetzen der Schmelze auf:

1. Prüfkopf – Oberseite Druckstück; Verwendung von Koppelmittel möglich
2. Druckstück – Oberseite oberes Organoblech; kein Koppelmittel
3. Unterseite Organoblech – Glasisolation; kein Koppelmittel
4. Glasisolation – Schweißleiter; kein Koppelmittel
5. Schweißleiter – Glasisolation; kein Koppelmittel
6. Glasisolation – Oberseite unteres Organoblech; kein Koppelmittel
7. Unterseite Organoblech – unteres Druckstück; kein Koppelmittel

Es sind also unter der Unterseite des oberen Druckstückes viele Luftspalte vorhanden, an denen kaum Transmission stattfindet, sodass nach der Reflexion an der Grenzschicht Unterseite Druckstück – Oberseite oberes Organoblech kaum noch Reflexionen zu erwarten sind.

Nach Einsetzen der Schmelze ist der Bereich zwischen Unterseite des oberen Druckstückes und Oberseite des unteren Druckstückes aufgeschmolzen. Es bleiben also nur folgende Grenzflächen:

1. Prüfkopf – Oberseite Druckstück; Verwendung von Koppelmittel möglich
2. Druckstück – Oberseite oberes Organoblech; kein Koppelmittel
3. Unterseite Organoblech – unteres Druckstück; kein Koppelmittel

Falls es gelingt, den Luftspalt zwischen der Unterseite des Druckstückes und der Oberseite des oberen Organobleches zu durchschallen und hinter dem sehr starken Rückwandecho der Unterseite des Druckstücks eine Information über den dahinter liegenden Bereich zu erhalten, sollte ein deutlicher Unterschied zwischen dem trockenen und dem aufgeschmolzenen Zustand sichtbar sein. Es ist zu erwarten, dass im trockenen Zustand eine stärkere Dämpfung des reflektierten Signals auftritt als im aufgeschmolzenen Zustand.

4.3.1 Theoretische Grundlagen zur Messung mittels Ultraschall

Die folgenden theoretischen Grundlagen zur US-Prüfung sind aus [7] und [1] übernommen. Die Schallgeschwindigkeit c in einem Medium hängt von dessen Dichte ρ und elastischen Eigenschaften (Elastizitätsmodul E und Steifigkeit K) ab:

$$\begin{aligned} c &= \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad \text{für feste Körper} \\ c &= \sqrt{\frac{K}{\rho}} \quad \text{für Gase und Flüssigkeiten} \end{aligned} \quad (2)$$

Für ideale Gase gilt dabei nach [1] S.1117:

$$K = \frac{c_p}{c_v} \cdot \rho = \kappa \cdot \rho$$

Unter Verwendung der Zustandsgleichung idealer Gase ergibt sich:

$$c(T) = \sqrt{\frac{\kappa \cdot T \cdot T}{M}} = B_A \cdot \sqrt{T} \quad (3)$$

$\kappa \dots$ Verhältnis der spezifischen Wärmen bei konstantem Druck c_p bzw. konstantem Volumen c_v

$R \dots$ universelle Gaskonstante

$M \dots$ Molekulargewicht des Gases

Für hohe Drücke und Dichten muss statt der idealen die reale Gasgleichung in Gleichung (12.4) eingesetzt werden, sodass der Ausdruck für die Temperaturabhängigkeit der Schallgeschwindigkeit komplizierter wird.

In Flüssigkeiten kann die Funktion $c(T, p)$ nur durch Kalibrieren mit einem Standard bestimmt werden, da sich die Dichte mit Temperatur T und Druck p ändert.

Die Schallgeschwindigkeit $c(T)$ von longitudinalen Schallwellen in stabförmigen Festkörpern ist gegeben durch:

$$c(T) = \sqrt{\frac{E(T)}{\rho(T)}} \quad (4)$$

Wellenart	Wellenlängen und Nachweisgrenzen in mm für Frequenzen von				
	0,5 MHz	1 MHz	2 MHz	4 MHz	6 MHz
Longitudinalwelle	11,84	5,92	2,96	1,48	0,98
Nachweisgrenze	2,4 bis 6	1,2 bis 3	0,6 bis 1,5	0,3 bis 0,75	0,2 bis 0,5
Transversalwelle	6,51	3,25	1,63	0,81	0,54
Nachweisgrenze	1,3 bis 3,2	0,7 bis 1,6	0,3 bis 0,8	0,2 bis 0,4	0,1 bis 0,3

Tabelle 4.1: Typische Wellenlängen für Stahl mit den Nachweisgrenzen ([7])

Für unendlich ausgedehnte Festkörper gilt:

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \cdot \sqrt{\frac{(1 - \mu)}{(1 - \mu - 2\mu^2)}} \quad (5)$$

μ ... Poissonzahl

Für die Wellenlänge λ gilt:

$$\lambda = \frac{c}{f} \quad (6)$$

Die Nachweisgrenze der kleinsten nachweisbaren Ungenauigkeiten ist laut [7] unter anderem abhängig von der Wellenlänge. Sie liegt etwa in der Größenordnung von 0,2 bis 0,5 Wellenlängen. In Tabelle 4.1 sind einige Wellenlängen mit den zugehörigen Nachweisgrenzen aufgeführt. Der Schallwellenwiderstand Z ergibt sich über die Dichte ρ des Körpers:

$$Z = \rho \cdot c \quad (7)$$

Grundprinzip von Messungen mittels Ultraschall ist die Einstrahlung von Schallimpulsen einer bestimmten Frequenz und die anschließende Messung der reflektierten oder transmittierten Schallwellen.

Jeweils an Grenzflächen zwischen verschiedenen Materialien / Materialzuständen wird ein Teil der Schallwellen reflektiert, durch die Laufzeitunterschiede kann bei bekannter Dichte der Schichten auf die Position geschlossen werden, bei bekannter Position auf die Dichte der Schichten. Die zweite Methode wird zur Temperaturbestimmung mittels Ultraschall verwendet: Die Laufzeit der Schallwellen über eine bekannte Strecke wird gemessen, anschließend kann nach Gleichung 2 die Dichte berechnet werden.

4.3.1.1 Wellenarten Anders als elektromagnetische Wellen können sich Schallwellen nicht im Vakuum ausbreiten. Demtröder ([2] S.385) definiert Wellen folgendermaßen: „Eine Welle ist ein Vorgang, bei dem sich eine Schwingung vom Ort ihrer Erregung infolge von Kopplungen an benachbarte, schwingungsfähige Systeme im Raum ausbreitet. Die Ausbreitungsgeschwindigkeit hängt ab von der Stärke der Kopplung und von der Masse der schwingenden Systeme.“

Im Folgenden werden die gebräuchlichsten Wellenarten in der Ultraschalltechnik dargestellt.

- Longitudinalwellen

Bei Longitudinalwellen (auch Kompressionswellen/Druckwellen) liegt die Schwingungsrichtung der Teilchen in der gleichen Ebene wie die Ausbreitungsrichtung der Welle, d.h. Schwingungs- und Ausbreitungsrichtung stimmen überein bzw. liegen parallel zueinander. Longitudinalwellen können sich dadurch in festen, flüssigen und gasförmigen Medien ausbreiten. ([7] S.6)

- Transversalwellen

Bei Transversalwellen (auch Scherwellen) liegt die Bewegungsrichtung der Teilchen senkrecht zur Ausbreitungsrichtung. Eine Ausbreitung ist somit nur in Festkörpern, nicht jedoch in Flüssigkeiten und Gasen möglich, da diese nur Druckkräfte und keine Scherkräfte übertragen können.

- Oberflächenwellen

Ab einem bestimmten Einschallwinkel wandelt sich die Transversalwelle in eine Oberflächenwelle, auch Rayleighwelle genannt, um. Diese Wellenart breitet sich mit einer elliptischen Teilchenbewegung nur entlang der Oberfläche mit einer Eindringtiefe von etwa einer Wellenlänge aus. Sie wird deshalb auch Oberflächenwelle genannt. Die Schallgeschwindigkeit beträgt das 0,9-fache der Transversalwelle. Somit ist diese Wellenart aufgrund der sich kleiner ergebenden Wellenlänge noch empfindlicher als eine vergleichbare Transversalwelle. Die Rayleighwelle hat die Fähigkeit, auch an gekrümmten Oberflächen entlang zu laufen, wenn der Krümmungsradius größer als die Wellenlänge ist, und wird zum Nachweis von Oberflächenrissen genutzt. ([7] S.9)

Bei der Ultraschallprüfung werden am häufigsten Transversal- und Longitudinalwellen eingesetzt.

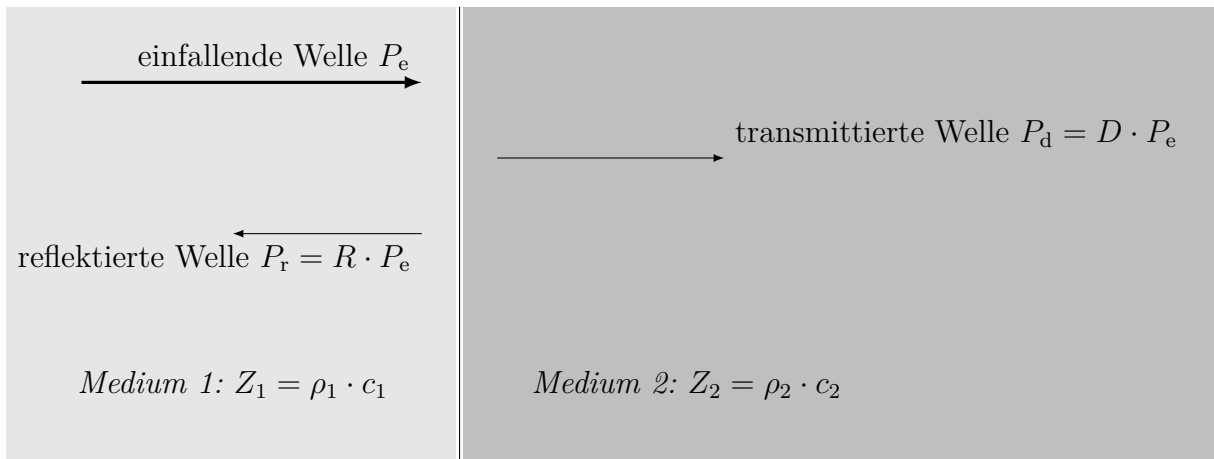


Abbildung 4.9: Reflexion einer Schallwelle bei senkrechtem Einfall

4.3.1.2 Verhalten der Wellen an Grenzflächen Bei senkrechter Einstrahlung der Welle auf eine Grenzfläche wird ein Teil der Welle unter demselben Winkel reflektiert, ein anderer Teil der Welle dringt senkrecht weiter in das Material ein. Die Größe des durchgelassenen bzw. reflektierten Anteils hängt vom Schallwellenwiderstand Z ab (siehe Abbildung 4.9). Werkstoffe mit großem Schallwellenwiderstand werden schallhart, Werkstoffe mit kleinem Schallwellenwiderstand schallweich genannt.

Es lassen sich folgende Größen definieren:

$$\text{Reflexionsfaktor } R = \frac{Z_2 - Z_1}{Z_2 + Z_1} \quad (8)$$

$$\text{Durchlässigkeitsfaktor } D = \frac{2 \cdot Z_2}{Z_2 + Z_1} \quad (9)$$

Es gilt: $D = 1 + R$.

Auch bei schrägem Auftreffen einer Schallwelle auf die Grenzfläche zwischen zwei Medien mit unterschiedlichen Schallgeschwindigkeiten c_1 und c_2 tritt Reflexion auf. In der Regel gilt Eintrittswinkel α gleich Austrittswinkel β .

Ein Teil der nicht reflektierten Welle wird gebrochen. Der Zusammenhang zwischen Einfallswinkel α_1 und Brechungswinkel α_2 wird durch das Brechungsgesetz nach Snellius

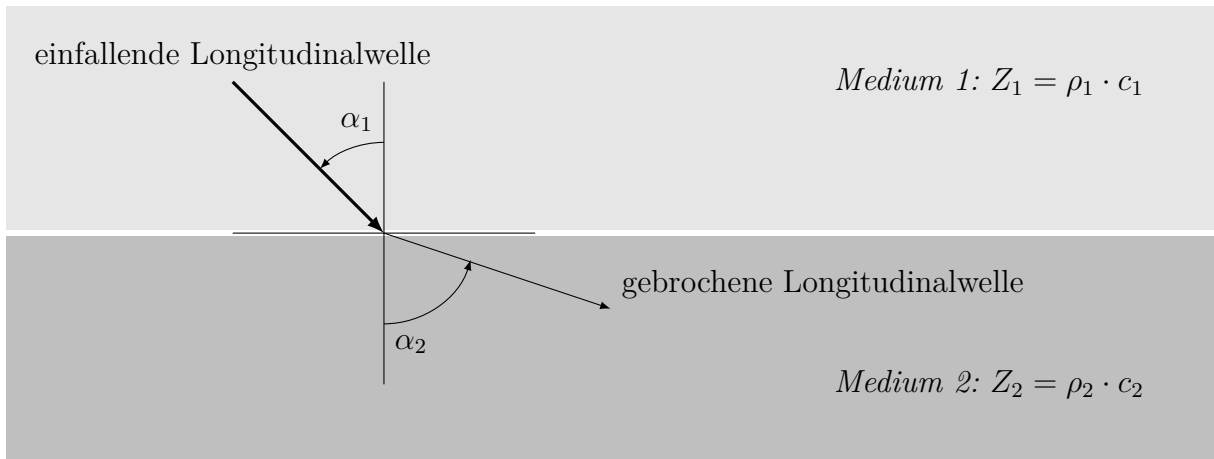


Abbildung 4.10: Brechung einer Schallwelle bei schrägem Einfall

beschrieben:

$$\frac{\sin(\alpha_1)}{\sin(\alpha_2)} = \frac{c_1}{c_2} \quad (10)$$

Fallen Schallwellen schräg auf die Grenzfläche zwischen zwei Medien mit unterschiedlichen Schallgeschwindigkeiten, so kann es abhängig vom Einfallswinkel zu einer Wellenumwandlung der Schallwelle sowohl bei der Reflexion als auch bei der Brechung kommen. Bei der Wellenumwandlung ändert sich die Art der Welle, beispielsweise wird aus einer Longitudinalwelle im Winkelprüfkopf (Vorsatzkeil aus Plexiglas) beim Übergang in den Werkstoff Stahl und bei der damit verbundenen Brechung eine Transversalwelle.

Bei der Zunahme des Einfallswinkels werden die Brechungswinkel der Longitudinalwelle und der Transversalwelle gleichfalls größer. Es kann der Grenzfall auftreten, dass der Brechungswinkel der Longitudinalwelle 90° wird. Den dazugehörigen Einfallswinkel (Keilwinkel) bezeichnet man als Grenzwinkel zur Totalreflexion der Longitudinalwelle oder als 1. kritischen Winkel. Nach dem Brechungsgesetz gilt:

$$\frac{\sin(\alpha_1)}{\sin(\alpha_2)} = \frac{c_1}{c_2}$$

$$\frac{\sin(\alpha_1)}{\sin(90^\circ)} = \frac{c_1}{c_2}$$

$$\alpha_1 = \arcsin\left(\frac{c_1}{c_2}\right) \quad (11)$$

Der Druck und die Energie der Ultraschallwellen nehmen mit zunehmender Entfernung

vom Prüfkopf ab. Verantwortlich dafür sind Divergenzverluste des Schallbündels sowie Schallabsorption und Schallstreuung in den durchstrahlten Medien.

Unter Absorption versteht man die Umwandlung von Schallenergie in Wärme vorrangig durch innere Reibung der schwingenden Teilchen. Die Absorption ist abhängig von der Wellenart und der Frequenz. Bei Temperaturen bis ca. 600°C ist sie vernachlässigbar gering. Bei Gasen und Flüssigkeiten tritt nur Absorption auf.

Die Streuung erfolgt hauptsächlich an den Korngrenzen in Metallen und besonders an grobkörniger Gefügestruktur, an den Graphitlamellen in Gusseisenwerkstoffen oder an den Fasern in Verbundwerkstoffen.

Zur Ultraschallerzeugung benötigt der Schallgeber (Sender) laut Schiebold ([7] S. 36ff.) in jedem Fall einen Hochfrequenzgenerator, der die elektrische Hochfrequenzenergie erzeugt. Zur Umwandlung der elektrischen Energie in mechanische Schwingungen gibt es verschiedene Möglichkeiten:

Magnetostriktive Stoffe deformieren sich im Einfluss eines Magnetfeldes. So erzeugte Schwingungen werden ins Prüfstück eingeleitet und breiten sich als Longitudinalwelle aus. So lassen sich Ultraschallwellen großer Leistung und niedriger Frequenz (um 100 kHz) erzeugen. Umgekehrt kann das Prinzip auch zur Detektion von Schwingungen verwendet werden. Anwendung finden magnetostriktive Schwinger bei der Betonprüfung und bei der US-Prüfung ohne Koppelmittel.

Bestimmte Kristalle haben die Eigenschaft, dass bei Zug- oder Druckbeanspruchungen an ihrer Oberfläche elektrische Ladungen auftreten. Umgekehrt bewirkt die Aufbringung einer elektrischen Ladung auf die Kristalloberfläche ein Ausdehnen oder Zusammenziehen des Kristalls. Dies ist der sogenannte piezoelektrische Effekt.

Die Frequenz der angeregten Ultraschallschwingungen hängt von der Schwingerdicke und der Schallgeschwindigkeit des Schwingermaterials ab:

$$f = \frac{c}{2d} \quad (12)$$

f ... Nennfrequenz des Schwingers in MHz; d ... Schwingerdicke in mm

c ... Schallgeschwindigkeit im Schwinger in m/s

Ein weiteres Verfahren ist die Verwendung elektrodynamischer Sonden zur Ultraschallerzeugung. Durch eine mit Wechselstrom durchflossene Spule wird im Prüfstück ein Wirbelstrom erzeugt und ein entsprechendes Magnetfeld induziert. Dieses Magnetfeld regt die Werkstoffoberfläche zum Schwingen an und entsendet gleichzeitig Ultraschallwellen ins Prüfstück. Die Messung zurückkommender Schalldrücke erfolgt bei Vorhandensein eines zusätzlichen magnetischen Gleichfeldes durch Rücksetzung schwingender Teilchen auf die Messsonde. Das Verfahren ist insbesondere für hohe Temperaturen geeignet.

Eine weitere Möglichkeit der berührungslosen Erzeugung von Ultraschallimpulsen im Prüfstück ist die Verwendung von Laserimpulsen. Die Absorption eines Teils der elektromagnetischen Energie an der Oberfläche des Prüfstückes und die folgende Erwärmung sorgen für eine Ausdehnung der Oberfläche. Hierdurch entstehen mechanische Spannungen, die zu hochfrequenten Schwingungen im Material führen und sich als Ultraschallschwingungen ausbreiten.

Unter Ankopplung versteht man die Übertragung des Ultraschalls vom Prüfkopf ins Werkstück. Die folgenden Ausführungen sind ebenfalls [7] S.161 ff. entnommen. Ein entscheidender Einflussfaktor für die Güte der Einkopplung der Schallwellen in das Werkstück ist der Oberflächenzustand des Bauteils. Die Oberflächenrauigkeit begrenzt die Prüfempfindlichkeit und beeinflusst den Verschleiß der Prüfköpfe. Außerdem stören Fremdschichten wie Zunder, Rost oder Farbe. Insbesondere entstehen dadurch schwankende Schichtdicken, es kann jedoch auch zu Verkantungen des Prüfkopfes kommen. Die Oberfläche des Prüfstückes sollte also mechanisch vorbehandelt werden. Dabei sind Rauigkeiten bei ca. $1/10$ der Wellenlänge anzustreben. Bei unregelmäßig unebenen Oberflächen der Prüfgegenstände mit Welligkeiten bis zur Abmessung des Prüfkopfes und darüber, wie sie bei Grobblechen vorkommen können, wird das Schallbündel unregelmäßig aus der Normalen zur Oberfläche abgelenkt, teilweise fokussiert, teilweise defokussiert.

Weiterhin ist die Verwendung eines geeigneten Koppelmittels für eine ausreichende Ankopplung notwendig. Das Kopplungsmittel sollte nach Möglichkeit denselben Schallwellenwiderstand haben wie sowohl das ankoppelnde Material des Prüfkopfes als auch wie das zu prüfende Werkstück.

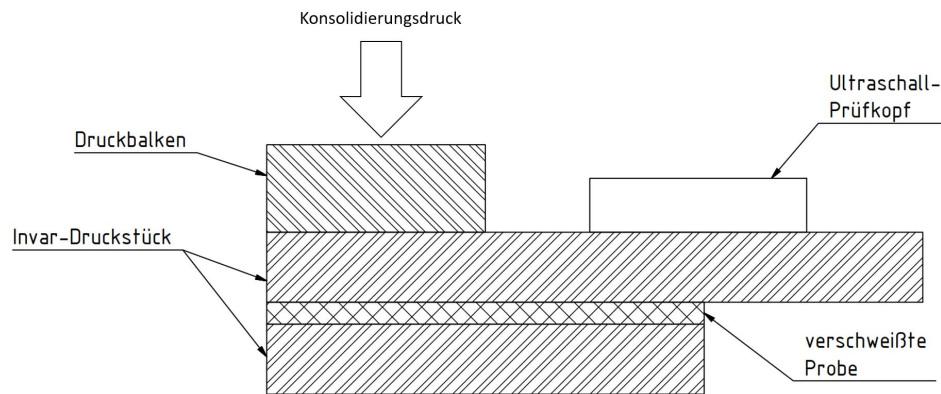


Abbildung 4.11: Aufbau des Vorversuchs zur Detektion der Schmelze mittels Ultraschall

4.3.2 Vorversuch zur prinzipiellen Tauglichkeit von Ultraschall zur örtlichen Detektion der Schmelze in der Fügezone

Zunächst wird im Rahmen von Vorversuchen die prinzipielle Tauglichkeit von Ultraschall zur örtlichen Detektion der Schmelze in der Fügezone getestet.

Dazu wird als erstes das vorhandene Ultraschallprüfgerät OmniScan SX mit dem verfügbaren Prüfkopf Olympus 5L64-NW1 mit der Wedge SNW1-OL-IHC verwendet. Ziel ist es, zu überprüfen, ob ein Unterschied zwischen einer bereits verschweißten Probe und einem unverschweißten Stacking erkennbar ist. Ist dies der Fall, so ist davon auszugehen, dass auch zwischen dem unverschweißten und dem aufgeschmolzenen Zustand ein klarer Unterschied detektierbar ist. Während eines realen Schweißversuchs kann mit den vorhandenen Geräten keine Messung durchgeführt werden, da diese nicht für die Verwendung bei hohen Temperaturen geeignet sind.

Der Prüfkopf ist auch für die Messung im vorliegenden Versuchsaufbau bei Raumtemperatur nicht ideal geeignet, da es sich um eine „Near-Wall-Probe“ handelt, die auf die Untersuchung dünner oberflächennaher Faserverbundschichten ausgelegt ist. Sie arbeitet mit einer Frequenz von 5 MHz und ist als lineares Array mit 64 Elementen aufgebaut.

Im Schweißstand wird zunächst ein Stacking aus einem 16 mm starken Invar-Druckstück, einer verschweißten Probe, einem weiteren Invar-Druckstück und einem Druckbalken aufgebaut. Das obere Invar-Druckstück ragt über die Probe hinaus. Dieser Aufbau ist in Abbildung 4.11 schematisch dargestellt. Somit kann das Signal auf einen Unterschied zwischen einem reinen Rückwandecho an der Unterseite des Druckstückes und einem Echo

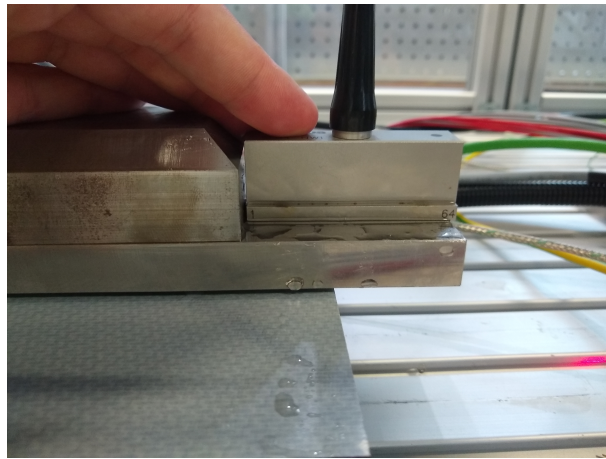


Abbildung 4.12: Aufbau des Vorversuches zur Verwendung von Ultraschall zur Schmelzedetektion

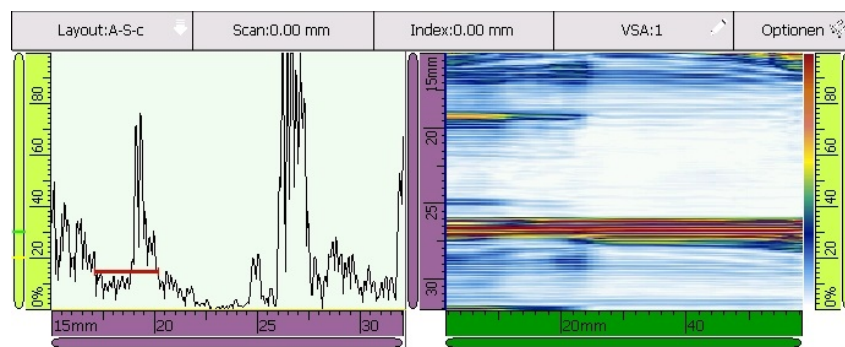


Abbildung 4.13: Ultraschallscan durch Druckstück und verschweißte Probe, Aufbau entspricht der Darstellung in Abbildung 4.12

an einer Grenzfläche hinter dem Druckstück untersucht werden.

Der Prüfkopf wird mit der oben genannten Wedge von oben auf das obere Druckstück gesetzt. Als Koppelmedium zwischen Prüfkopf und Wedge sowie Wedge und Oberfläche des Druckstückes wird Glycerin verwendet. Diese Messung liefert kein Signal hinter dem Rückwandecho des oberen Druckstücks.

Bei der Verwendung des Prüfkopfes ohne Wedge direkt auf dem Druckstück (der Aufbau ist in Abbildung 4.12 dargestellt), ist im Bereich der geschweißten Probe klar ein Echo unter dem Druckstück erkennbar (siehe Abbildung 4.13). Unklar ist, ob diese Reflexion an der geschweißten Probe oder an der Oberfläche des unteren Druckstückes entsteht. Wenn der Unterschied in der Dämpfung zwischen trockenem Stacking und Probe in Schmelze bzw. verschweißter Probe ausreichend groß ist, ist jedoch unerheblich, welche Grenzfläche im US-Scan zu sehen ist. Zur Verbesserung der Auflösung und in Rücksichtnahme auf die Auslegung des Prüfkopfes auf geringe Schichtstärken wird Glycerin auch als Koppelmedium zwischen der Unterseite des oberen Druckstückes und der Oberseite des

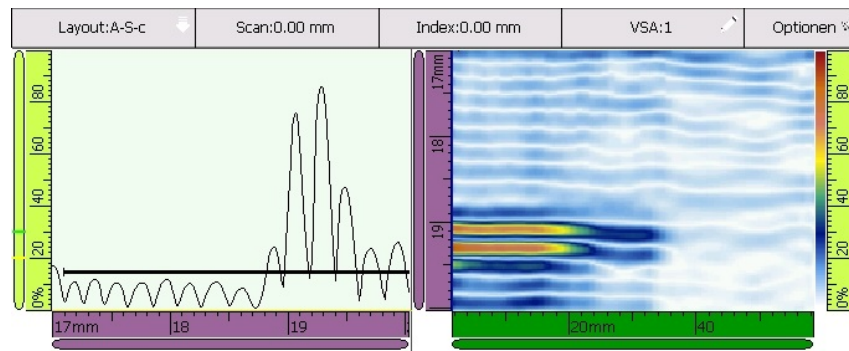


Abbildung 4.14: Ultraschallscan durch Druckstück und verschweißte Probe mit zusätzlichem Koppelmedium zwischen Druckstück und oberem Organoblech, Aufbau entspricht der Darstellung in Abbildung 4.12

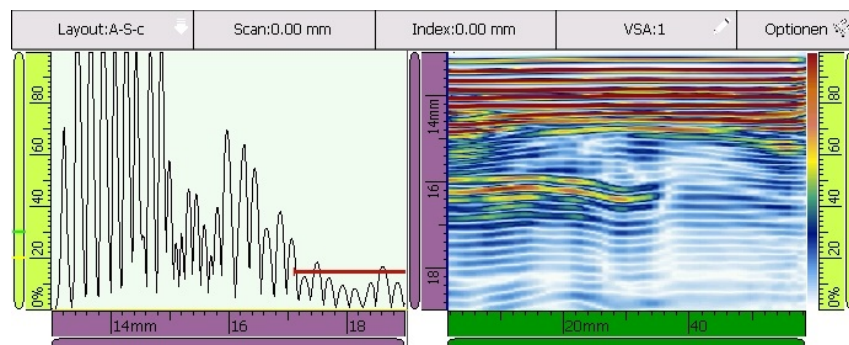


Abbildung 4.15: Ultraschallscan durch Druckstück und unverschweißtes Stacking mit zusätzlichem Koppelmedium zwischen Druckstück und oberem Organoblech, Aufbau entspricht der Darstellung in Abbildung 4.12

Organoblechs eingebracht. Mit diesem Aufbau ist ein deutlich stärkeres Signal unter dem Druckstück erkennbar (siehe Abbildung 4.14). Die Auflösung reicht jedoch auch hier nicht aus, um deutliche Aussagen zur Struktur des Organobleches zu machen.

Im nächsten Schritt wird ein unverschweißtes Stacking in gleicher Weise eingelegt und durchschallt. Das Ergebnis ist in Abbildung 4.15 dargestellt. Auch hier ist ein Rückwandecho hinter dem Druckstück erkennbar. Dieses ist deutlich weniger homogen und im Vergleich zu dem sehr ebenen Echo bei der verschweißten Probe recht wellig. Für eine klare automatische Regelung sind die Unterschiede in den B-Scans jedoch zu gering.

Zu beachten sind die unterschiedlichen Achsenskalierungen in den Darstellungen der Messdaten bei den unterschiedlichen Abbildungen.

Prinzipiell kann also eine Information hinter dem Druckstück detektiert werden – auch ohne Koppelmedium zwischen Druckstück und Organoblech und mit einem nicht für diesen Zweck ausgelegten Prüfkopf.

Die Recherche nach einem geeigneteren Prüfkopf ergibt nach Rückfrage bei Olympus-ims, dass als Prüfkopf ein C103-SB Contact-Transducer ideal für die Prüfung des Aufbaus bei

geringen Temperaturen ($\leq 50^\circ\text{C}$) ist. Dieser ist mit der vergleichsweise niedrigen Frequenz von 1 MHz für die Durchschallung dicker Werkstücke konzipiert und bringt eine besonders hohe Schallenergie ein. Um bei der Betriebstemperatur von 160°C während des Schweißvorgangs zu messen, ist die Verwendung des Vorlaufstreckenmesskopfes C602-RB mit der temperaturbeständigen Vorlaufstrecke WTD-3-1/2 nötig. Siehe dazu das Angebot von Olympus im Anhang.

Die Detektion der Schmelze mittels Ultraschall hat großes Potential zur Regelung und Qualitätssicherung während des Schweißprozesses. Die oben beschriebenen Vorversuche sind vielversprechend. Im nächsten Schritt muss ein geeigneter Ultraschallprüfkopf beschafft werden und geprüft werden, ob damit ein nutzbares Signal erzeugt werden kann und die Detektion der Schmelze sichergestellt ist. Anschließend ist eine Regelungssoftware zu entwickeln.

4.4 Regelung über die Bestimmung der Temperatur in der Fügezone

Die verwendete thermoplastische PPS-Matrix hat die Glasübergangstemperatur $T_g = 90^\circ\text{C}$ und die Schmelztemperatur $T_m = 280^\circ\text{C}$ (siehe dazu das Datenblatt des Herstellers im Anhang). Die Parameter des Schweißprozesses wurden so bestimmt, dass die Bestromung bei 310°C in der Fügezone beendet wird. Im derzeitigen Prozessstand wird zur Steuerung des Prozesses dazu bei Schweißproben mit 200 mm freier Länge, in denen Schweißleiter der Abmessungen $260\text{ mm} \times 45\text{ mm}$ zum Einsatz kommen, die Spannung für 40 s angelegt und auf 33 V geregelt. Zur Überführung dieser Steuerung in eine Regelung bietet es sich an, die Temperatur in der Fügezone orts aufgelöst zu bestimmen. Mit dieser Information können Überhitzungen detektiert werden und durch die Sicherstellung des ganzflächigen Erreichens der Schweißtemperatur ist eine vollflächige erfolgreiche Konsolidierung garantiert.

5 Untersuchung von Verfahren zur orts aufgelösten Temperaturbestimmung innerhalb der Schweißnaht

Die Suche nach Kandidaten zur orts aufgelösten Temperaturbestimmung innerhalb der Schweißnaht erfolgt in mehreren Phasen: Zunächst werden messtechnische Verfahren zur Temperaturmessung gesammelt. Anschließend werden diese Verfahren in einer ersten Bewertung auf ihre prinzipielle Tauglichkeit überprüft. Messverfahren, die prinzipiell tauglich sind, werden im nächsten Schritt anhand verschiedener Kriterien bewertet und verglichen. Die aussichtsreichsten Kandidaten werden schließlich in praktischen Versuchen getestet. Aufbauend auf diesen Betrachtungen werden perspektivisch eines dieser Verfahren oder eine Kombination aus mehreren geeigneten Verfahren in den Schweißprozess integriert.

5.1 Sammlung messtechnischer Verfahren zur Temperaturmessung

Frank Bernhard stellt in [1] die folgenden Verfahren zur Temperaturmessung vor:

1. Temperaturmessung mit Berührungsthermometern
 - an Festkörpern
 - in Flüssigkeiten und Gasen
2. Widerstandsthermometer
3. Thermoelemente
4. Spezielle elektrische Temperaturmessverfahren
 - Rauschthermometer
 - Frequenzanaloge Temperatursensoren
 - Elektronische Temperatursensoren
5. Spezielle nichtelektrische Temperaturmessverfahren
 - Temperaturindikatoren
 - Akustische Temperaturmessung
 - Faseroptische Temperaturmessung
6. Strahlungstemperaturmessung
7. Thermographie
8. Spektroskopische Temperaturmessung

5.2 Anforderungen an messtechnische Verfahren zur Temperaturmessung

Forderungen

1. Kein Verbleiben von Fremdmaterial in der Fügezone
2. Kein negativer Einfluss auf die Qualität der Schweißverbindung

Wünsche

1. Möglichst gute Ortsauflösung
2. Keine Verlängerung der Prozessdauer
3. Möglichst geringer Aufwand / Kostenfaktor
4. Möglichst gute Reproduzierbarkeit / Wiederholgenauigkeit
5. Möglichst hohe Messgeschwindigkeit

Bei der Temperaturbestimmung in der Fügezone im vorliegenden Versuchsaufbau treten folgende besondere Schwierigkeiten auf:

- Die Fügezone ist nicht sichtbar, sondern zwischen dicken Metalldruckstücken verborgen
- Die Druckstücke werden aktiv auf 160°C beheizt
- Kurze Prozessdauer
- Skalierbarkeit des Prozesses auf unterschiedliche Geometrien (Länge, Breite, Form)

5.3 Erste Bewertungsphase zur Auswahl geeigneter Verfahren

Wegen der besonderen Herausforderungen im vorliegenden Aufbau kommen viele der in Unterabschnitt 5.1 genannten Messverfahren nicht in Frage.

Der Einsatz von Berührungsthermometern ist nur indirekt möglich, da keine Fremdmaterialien in die Fügezone eingebracht werden dürfen. Aufgrund der hohen Dynamik der Temperaturänderung und der betrachteten hohen Temperaturen bietet sich die Verwendung von Thermoelementen (TE) als Berührungsthermometer an. Der einzige Ort, an dem diese platziert werden können, ist zwischen Organoblech und Druckstück. Es muss geprüft werden, ob trotz Beheizung der Druckstücke von den Messungen auf die Temperatur in der Fügezone geschlossen werden kann. Es ist mit einer zeitlichen Verzögerung und einer starken räumlichen Verwaschung der Ergebnisse aufgrund der guten Wärmeleitfähigkeit der Organobleche zu rechnen.

Die Verwendung von Widerstandsthermometern in der Fügezone ist nicht möglich, das zugrundeliegende physikalische Prinzip (Temperaturabhängigkeit des elektrischen Widerstandes) kann jedoch angewendet werden: Im Prozess fallen Spannung und Stromfluss am Schweißleiter und somit auch der (über die Fläche der Fügezone gemittelte) elektrische Widerstand des Schweißleiters als Messwerte an. Die hier verwendeten Kohlefaser-Schweißleiter mit Heißeitereigenschaften können also verwendet werden, um eine Aussage über die Temperatur in der Fügezone zu machen.

Rauschthermometer haben einen Messbereich von minus 273°C bis Raumtemperatur, sind also nicht für die Messung der hohen Temperaturen, die beim Schweißprozess herrschen, geeignet.

Frequenzanaloge Temperatursensoren müssen ähnlich wie Berührungsthermometer in direktem Kontakt mit dem zu messenden Objekt stehen. Sie bieten gegenüber von einfachen Thermoelementen den Vorteil einer unkomplizierten Übertragbarkeit und Digitalisierbarkeit ihrer Signale, sind jedoch deutlich aufwändiger und teuer in der Herstellung und im Einsatz. Insbesondere ist eine Platzierung in den mit Druck beaufschlagten Messbereichen praktisch unmöglich.

Temperaturindikatoren können nicht direkt an der Fügezone angebracht werden. Außerdem ist es kaum möglich, die Ergebnisse von Temperaturindikatoren in digitale Form zu überführen und zur Regelung des Prozesses zu nutzen.

Die akustische Temperaturmessung kommt für den vorliegenden Aufbau prinzipiell in Frage: Die Druckstücke können durchschallt werden und Informationen über die Schallgeschwindigkeit in der Fügezone können ausgelesen werden. Da es sich bei der Schallgeschwindigkeit $c(T)$ im Medium um eine temperaturabhängige Größe handelt, kann hieraus die Temperatur bestimmt werden. Einschränkend ist die sehr geringe Dicke der Fügezone von ca. 3 mm zu nennen, die eine Bestimmung der Schallgeschwindigkeit in diesem Bereich stark erschwert.

Prinzipiell ist es möglich, faseroptische Sensoren in die Fügezone einzubringen. Der Durchmesser der Sensoren ist jedoch deutlich größer als derjenige der verwendeten Glasfasern in der Isolationsschicht und als derjenige der Kohlenstofffasern im Schweißleiter. Bei den Sensorfasern handelt es sich also um Fremdmaterial. Die Auswertung der Signale ist sehr aufwändig, die Sensoren sind nur einmal nutzbar, da sie in der Fügezone verbleiben und in [6] wurden keine positiven Resultate erzielt.

Die Strahlungstemperaturmessung, Thermographie und Spektroskopie scheiden für die Temperaturbestimmung im vorliegenden Aufbau aus, da die Fügezone nicht sichtbar ist.

Messverfahren	prinzipielle Tauglichkeit
Berührungsthermometer	eingeschränkt
Widerstandsthermometer	ja
Rauschthermometer	nein
Temperaturindikatoren	nein
Akustische Temperaturmessung	ja
Faseroptische Temperaturmessung	eingeschränkt
Strahlungstemperaturmessung	nein
Thermographie	nein
Spektroskopische Temperaturmessung	nein

Tabelle 5.1: Zusammenfassung der Ergebnisse der ersten Bewertungsphase zur Bestimmung von Kandidaten als Verfahren zur orts aufgelösten Temperaturmessung in der Fügezone

5.4 Weitere Eingrenzung der Verfahren in einer zweiten Bewertungsphase

Die Priorisierung der möglichen Messverfahren nach den oben dargestellten Wünschen ergibt folgende Reihenfolge:

1. Temperaturmessung mittels Berührungsthermometern (Thermoelementen)
2. Temperaturmessung über den elektrischen Widerstand des Schweißleiters
3. Akustische Temperaturmessung mittels Ultraschall
4. Temperaturmessung mittels faseroptischer Sensoren

5.5 Temperaturbestimmung mittels Thermoelementen

Die direkteste und einfachste Möglichkeit der Temperaturermittlung ist die Messung mittels Berührungsthermometern. Aufgrund der hohen Messdynamik und der geringen Abmessungen wird im Versuchsaufbau Thermoelementdraht vom Typ K verwendet. Es wird geprüft, ob Thermoelemente (TE), die zwischen der Oberseite des oberen Organobleches (OB) und der Unterseite des oberen Druckstücks platziert werden, ausreichende Information über die Temperatur in der Fügezone detektieren und ob eine örtliche Auflösung möglich ist. In diesem Fall würde es ausreichen, eine Thermoelementmatrix an der Unterseite des oberen oder der Oberseite des unteren Druckstückes anzubringen, um Aussagen zur Temperatur in der Fügezone zu machen.

5.5.1 Theoretische Grundlagen zu Thermoelementen

Ein Thermoelement wird in DIN EN 60584-1:2014-07 als ein Paar metallischer Leiter aus unterschiedlichem Material, die an einem Ende – der Messstelle – verbunden und somit Teil einer Anordnung sind, die auf Grund des thermoelektrischen Effekts zur Temperaturmessung geeignet sind, definiert. Der thermoelektrische Effekt, auch Seebeck-Effekt, beschreibt die Erzeugung einer Thermospannung auf Grund eines Temperaturgradienten eines metallischen Leiters.

In den durchgeführten Versuchen kommen Thermoelemente vom Typ K zum Einsatz –

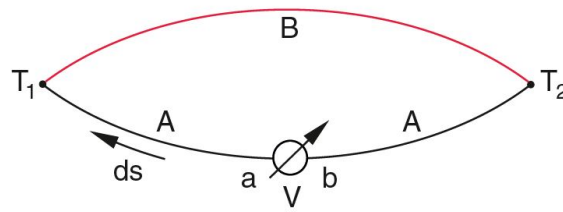


Abbildung 5.1: Schematische Darstellung des Aufbaus eines Thermoelementes, entnommen aus [3]

der positive Leiter besteht aus Nickel-Chrom, der negative Leiter aus Nickel. Nähere Erklärungen zum Seebeck-Effekt liefert [3] auf S.75 ff.:

Verbindet man zwei unterschiedliche elektrische Leiter gemäß Abbildung 5.1 zu einem Schaltkreis, so misst man bei unterschiedlichen Temperaturen der Kontaktstellen T_1 und T_2 die Thermospannung U :

$$U = (S_A - S_B)(T_1 - T_2).$$

Die material- und temperaturabhängigen Konstanten S_A und S_B heißen Seebeck- Koeffizienten. Wesentliche physikalische Grundlage für die thermoelektrische Spannung ist die Temperaturabhängigkeit der Kontaktspannung U :

$$U = \frac{k \cdot T}{e} \ln \frac{n_1}{n_2}$$

Das Verhältnis der Elektronendichten n_1/n_2 in den verschiedenen Metallen ist im Wesentlichen nur von den unterschiedlichen Austrittsarbeiten der Metalle und nur und zweiter Linie durch die Temperatur bestimmt.

Bernhard (siehe [1]) schreibt: Abweichungen der Ausgangsspannung des Thermoelementes von einem Norm- oder Kalibrierwert und Änderungen einer solchen Abweichung im Laufe der Einsatzzeit (Kennliniendrift) gehen immer von Änderungen des Seebeck-Koeffizienten eines oder beider Thermoschenkel aus, die örtlich unterschiedlich zwischen den Verbindungsstellen auftreten. Die Ursachen für Abweichungen der Messwerte vom Sollwert können in verschiedene Gruppen eingeteilt werden: Die Zusammensetzung der Leiter kann vom Sollzustand abweichen und der metallurgische Zustand kann sich verändern. In den im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Versuchen spielen physikalische Effekte eine größere Rolle: Mechanische Spannungen und statischer Druck können das Ergebnis der Messung verfälschen. Außerdem können Verringerungen des Isolationswiderstandes zwi-

schen den Thermoelementdrähten und zum Mantel aufgrund von mechanischen Einflüssen sowie von außen induzierte Spannungen negative Effekte hervorrufen.

5.5.2 Versuchsdesign zur Verwendung von Thermoelementen zwischen Organoblech und Druckstück

Zur Überprüfung der Verwendbarkeit von Thermoelementen (TE) zwischen Organoblech (OB) und Druckstück zur orts aufgelösten Temperaturbestimmung in der Fügezone werden Schweißversuche durchgeführt, in denen sowohl in der Fügezone (FZ), als auch zwischen oberem Organoblech und oberem Druckstück mehrere Thermoelemente platziert und mitgemessen werden. Anschließend wird versucht, die gemessenen Temperaturen miteinander zu korrelieren. Es werden zwei Versuchsreihen mit zwei bzw. drei TE an gleichen Positionen in der FZ und über dem oberen Organoblech durchgeführt. Die Positionen der Thermoelemente sind in Abbildung 5.2 dargestellt. Die Umsetzung im realen Versuchsaufbau zeigt Abbildung 5.3.

5.5.3 Korrelation der innerhalb und außerhalb der Fügezone gemessenen Temperaturen

Der Verlauf der gemessenen Temperaturen über der Zeit ist für einen der Versuche in Abbildung 5.4 dargestellt. Die Verläufe der Temperaturkurven der TE in der Fügezone verlaufen bis auf eine leichte Abweichung bei hohen Temperaturen über 300°C nahezu deckungsgleich und entsprechen dem erfahrungsgemäß erwarteten Verlauf bei einer erfolgreichen Schweißung. Die Temperaturkurven der TE über dem Organoblech beginnen nahezu deckungsgleich bei einer geringeren Temperatur. Dieses Offset ist jedoch nicht bei allen durchgeführten Versuchen vorhanden – in den meisten Fällen zeigen die TE in der FZ und über dem Organoblech zu Beginn die gleiche Temperatur. Der zeitliche Verlauf der Temperatur über dem Organoblech entspricht dem der TE in der Fügezone – es ist eine zeitliche Verzögerung von ≤ 2 s erkennbar. Auch hier ergibt sich beim Aufheizen bei höheren Temperaturen ein Versatz zwischen den beiden Kurven.

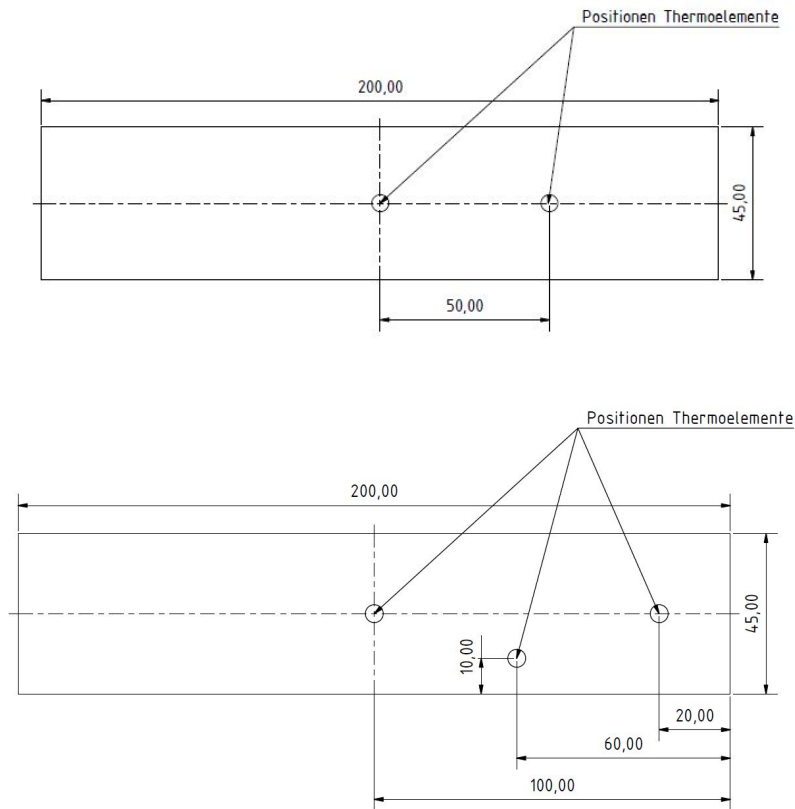


Abbildung 5.2: Positionen der Thermoelemente in den beiden Versuchsaufbauten zum Vergleich der gemessenen Temperaturen in der Fügezone und über dem oberen Organoblech

Abbildung 5.5 zeigt die Differenzen der Temperaturen zu Anfang und Ende der Bestromung je Schweißvorgang an den verschiedenen Positionen der Thermoelemente. Durch die Betrachtung dieser Temperaturdifferenzen sollen die Offsets der Messwerte der einzelnen Thermoelemente kompensiert werden. Bei der Anwendung der Temperaturmessung in einer Regelung können diese Offsets durch die Bestimmung der Anfangstemperatur leicht kompensiert werden. Auch das Abflachen der Temperaturkurven im Bereich der Schweißtemperatur rechtfertigt eine Betrachtung der Temperaturdifferenzen.

Bei einigen Versuchen stimmt die Reihenfolge der Temperaturdifferenzen überein – die höchste Temperaturdifferenz in der Fügezone ist also am gleichen Ort gemessen, wie die höchste Temperaturdifferenz über dem Organoblech etc. Der Anteil der Versuche, bei denen dies der Fall ist, ist jedoch mit 31% recht gering. Es ist zu beachten, dass bei einigen der Versuche, die eine andere Reihenfolge der Temperaturdifferenzen zeigen, Kurzschlüsse stattfanden und einzelne Thermoelemente Temperaturspitzen messen, die die Messung

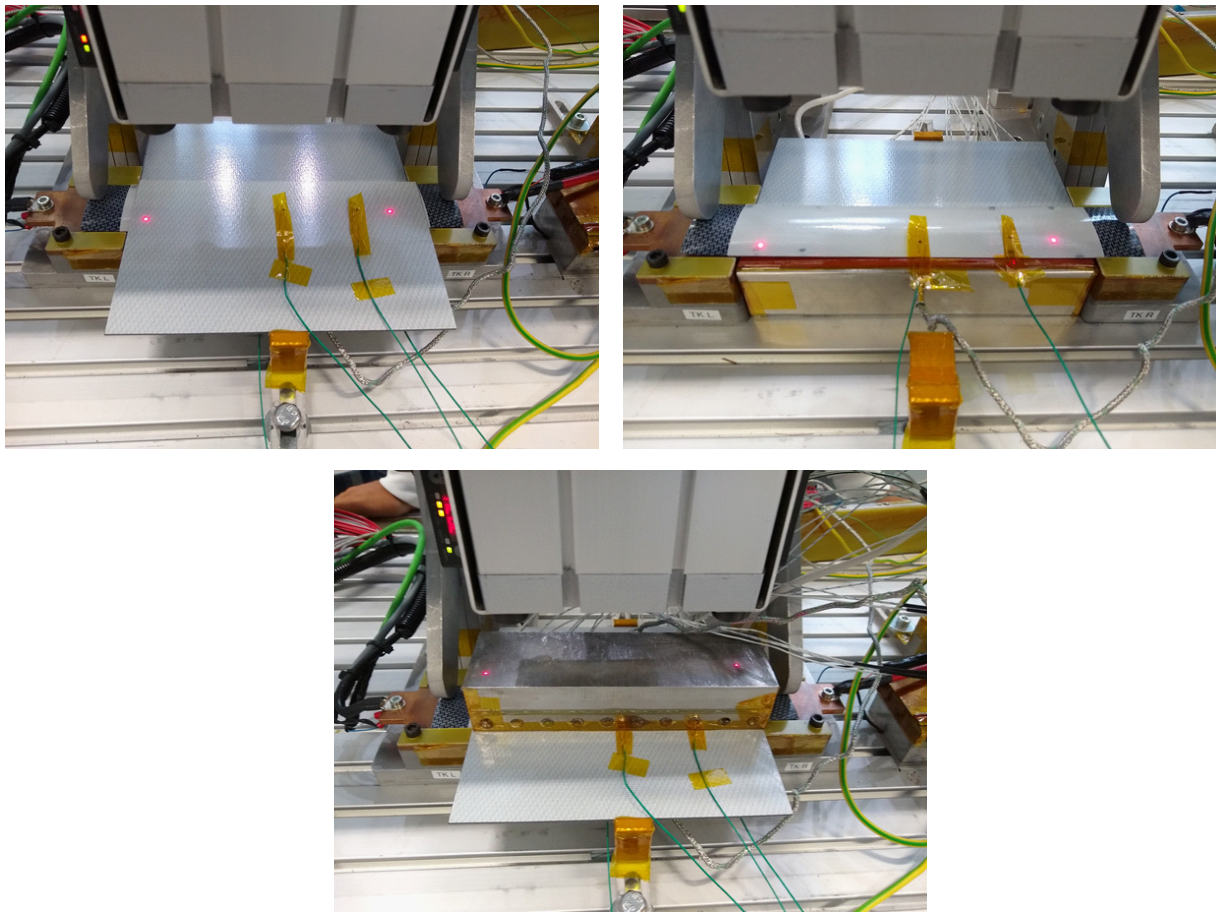


Abbildung 5.3: Versuchsaufbau zum Vergleich der gemessenen Temperaturen in der Fügezone und über dem oberen Organoblech

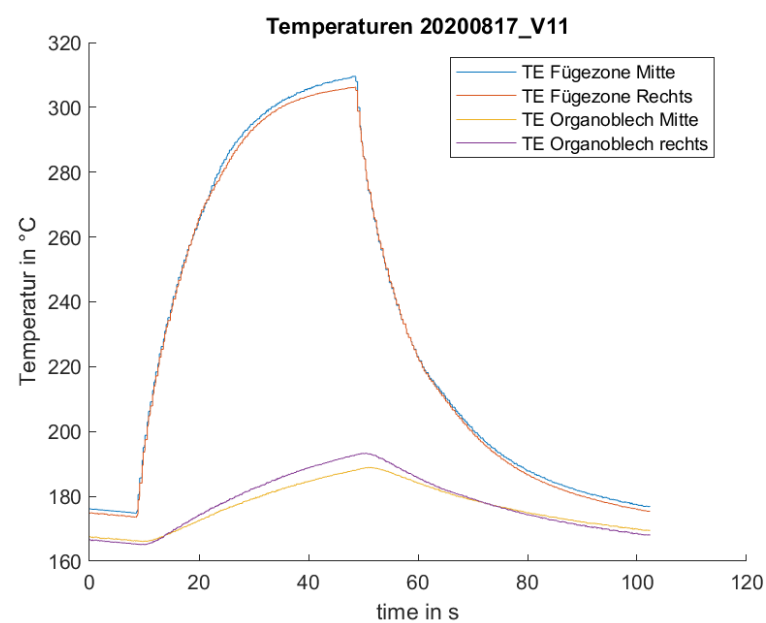


Abbildung 5.4: Gemessene Temperaturen in der Fügezone und außerhalb

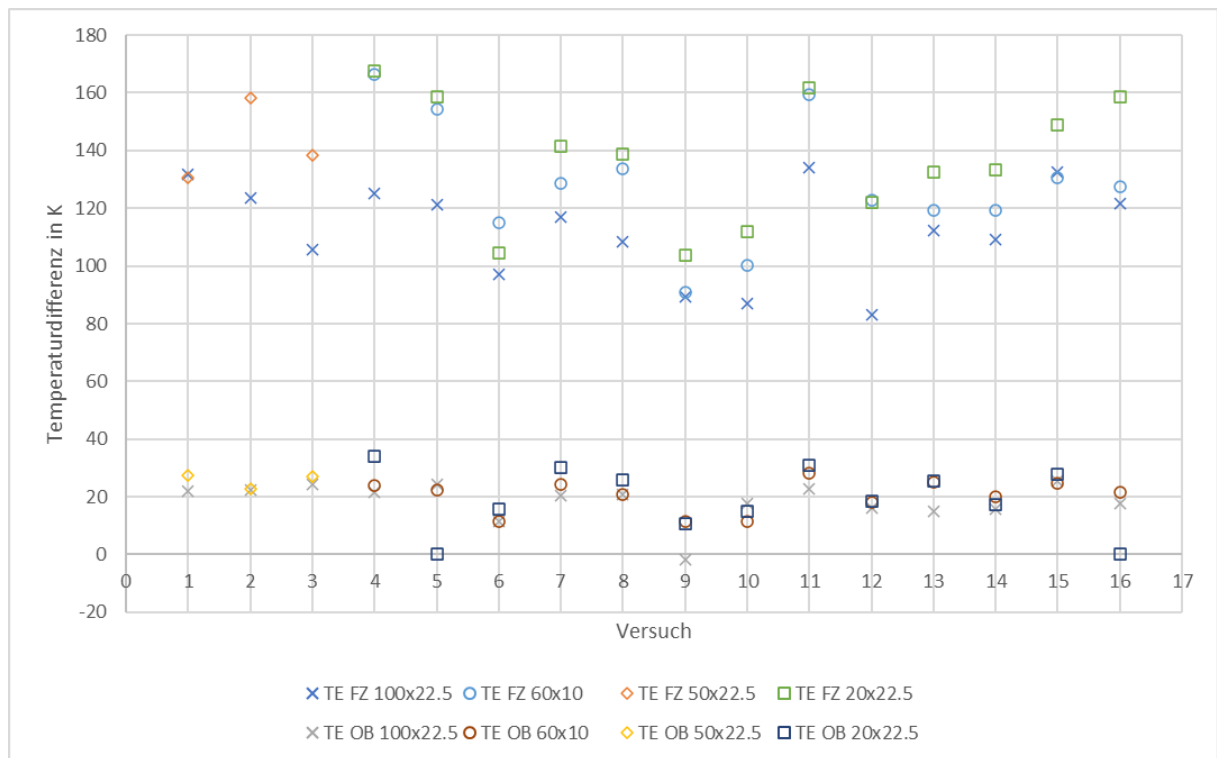


Abbildung 5.5: Differenzen von maximaler und minimaler Temperatur an den jeweiligen Thermoelementen bei Schweißversuchen

verzerren. In den Versuch 5, 12, 13 und 15 ist das TE in der Mitte der FZ gebrochen. Außerdem ist die Genauigkeit der von Hand hergestellten TE anzuzweifeln. Es sind weitere Versuche durchzuführen, um zu verifizieren, ob tatsächlich trotz der guten Wärmeleitung des OB in Faserrichtung und der damit verbundenen örtlichen Unschärfe der Temperaturleitung in Dickenrichtung auf der Oberfläche des OB eine Ortsauflösung der Temperaturmessung möglich ist. Idealerweise wird dafür eine professionelle TE-Matrix verwendet. Zur Prüfung der Güte der Temperaturmessung mittels TE auf der Oberseite des oberen Organobleches werden pro Versuch die Temperaturdifferenzen aller TE in der FZ und auf dem oberen Organoblech jeweils gemittelt. Die Ergebnisse sind in Abbildung 5.7 dargestellt. Ab Versuch 5 – also bei den Schweißungen, die ohne Kurzschluss gut durchgelaufen sind – stimmen die Verläufe der Temperaturdifferenzen recht gut überein.

Für die erfolgreichen Versuche wird in Abbildung 5.8 die gemittelte Temperaturdifferenz über dem Organoblech über der gemittelten Temperaturdifferenz in der Fügezone aufgetragen. Bei Versuchen mit Thermoelementbrüchen oder unerklärlichen Temperaturabweichungen wurden die Mittelwerte der restlichen TE verwendet. Die Werte streuen



Abbildung 5.6: Darstellung einer professionellen Mehrpunkt-Thermoelementmatrix. Diese kann dem jeweiligen Anwendungsfall individuell angepasst werden (entnommen aus [5]).

etwas – eine lineare Interpolation ergibt ein Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,7936$.

Zur Überprüfung der Vorhersagegenauigkeit wird aus dem Mittelwert der gemessenen Temperaturdifferenzen in der Fügezone ΔT_{FZ} die Soll-Temperaturdifferenz über dem Organoblech ΔT_{OB} nach

$$\Delta T_{OB} = 0,2095 \cdot \Delta T_{FZ} - 6,5587 \text{ K} \quad (13)$$

berechnet und mit der dort gemessenen Temperaturdifferenz verglichen. Aus der Abweichung der berechneten Temperaturdifferenz zur gemessenen wird dann auf den Temperaturfehler in der Fügezone zurückgerechnet:

$$\text{Fehler} \Delta T_{FZ} = \frac{1}{0,2095} \cdot [(\Delta T_{OB, \text{gem}} - \Delta T_{OB, \text{ber}}) + 6,5587]$$

Diese Abweichungen sind in Abbildung 5.9 dargestellt. Dabei ergibt sich ein mittlerer Fehler von 33,2 K in der Fügezone, die Standardabweichung beträgt 11,8 K. Da alle Fehler im positiven Bereich liegen und eine vergleichsweise geringe Streuung der Fehler vorliegt, kann dieser Fehler durch eine Anpassung des linearen Faktors in Gleichung 13 verringert werden. Dies ist zulässig, da die Temperaturvorhersage im betrachteten Bereich der Schweißtemperatur richtige Ergebnisse liefern muss, die korrekte Korrelation auf dem Weg zum Zielwert ist wenig relevant. Das Abflachen der Temperaturkurven im Bereich

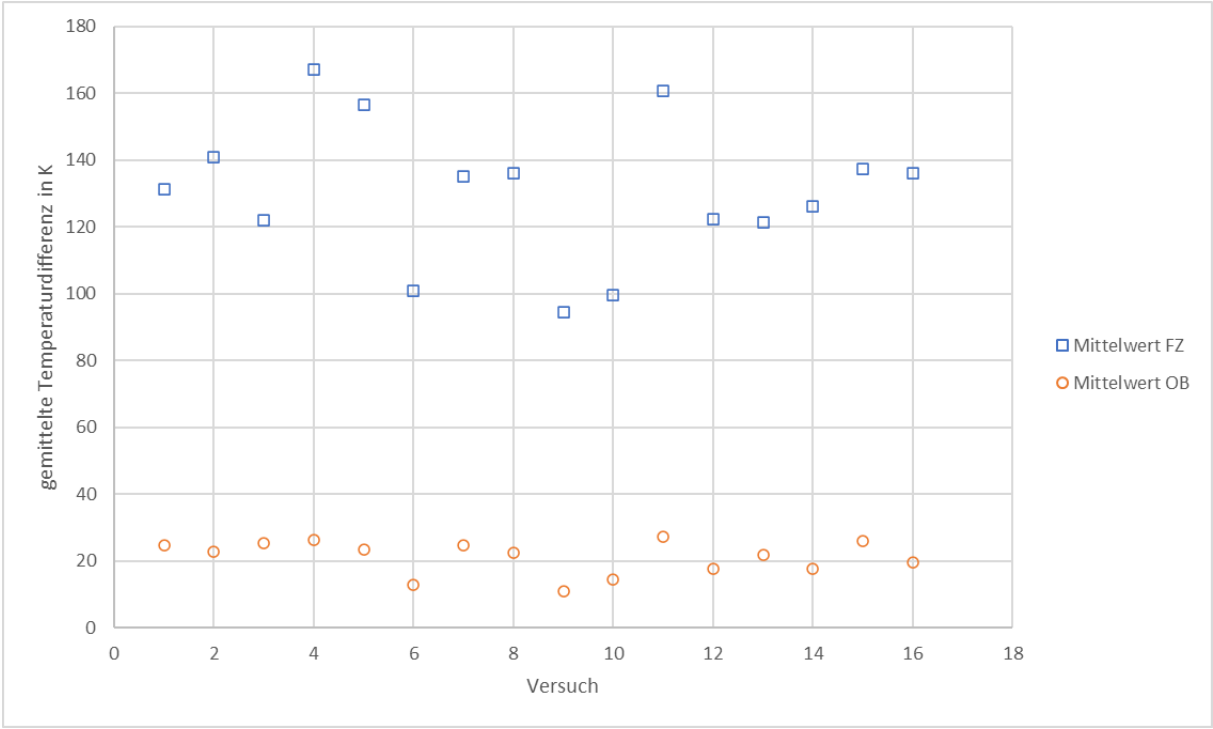


Abbildung 5.7: Gemittelte Temperaturdifferenzen aller TE in der Fügezone und auf dem oberen Organoblech

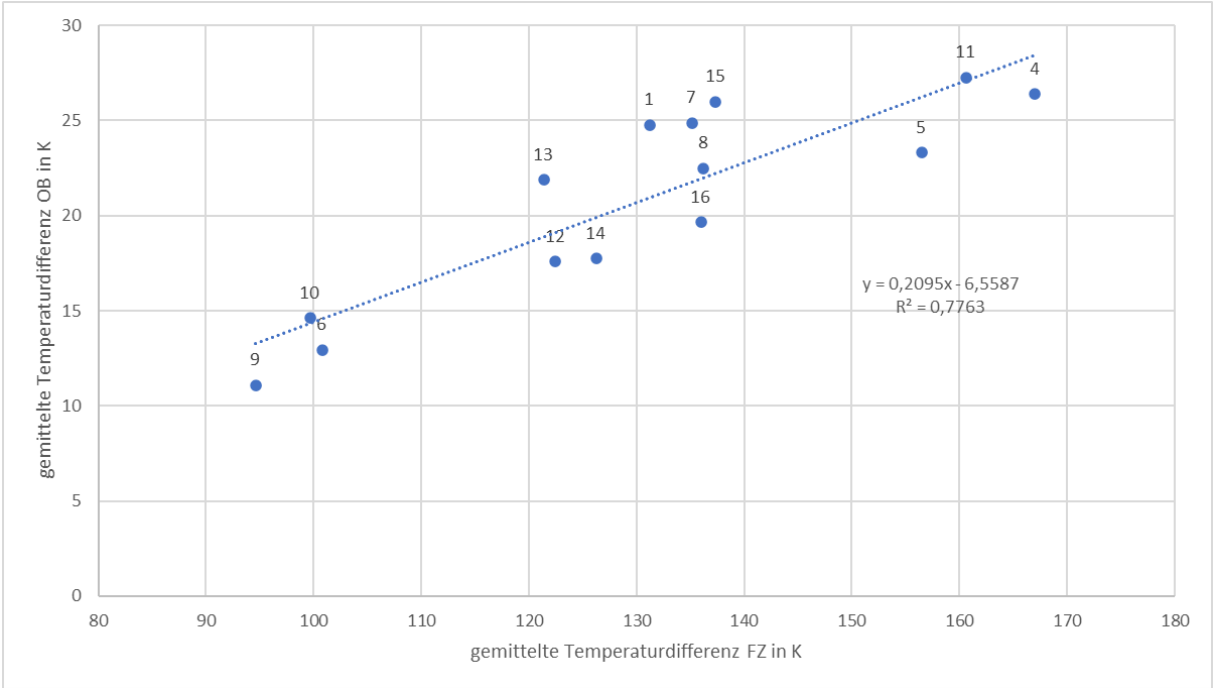


Abbildung 5.8: Gemittelte Temperaturdifferenz über dem Organoblech über gemittelter Temperaturdifferenz in der Fügezone angetragen

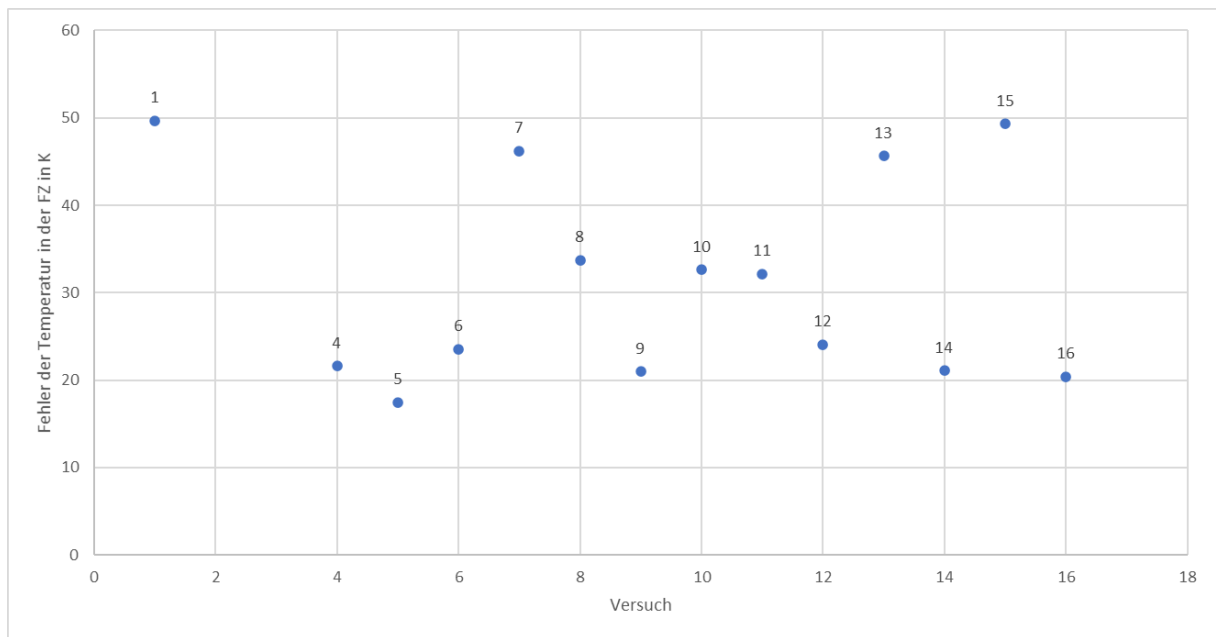


Abbildung 5.9: Abweichung der gemessenen Temperaturdifferenz in der Fügezone von der auf Basis der in Abbildung 5.8 berechneten Temperaturdifferenz

der Schweißtemperatur lässt eine Gültigkeit der Vorhersagen erwarten.

Mit der Korrektur ergibt sich Gleichung 14, die nach dieser Gleichung berechneten Fehler sind in Abbildung 5.10 dargestellt.

$$\Delta T_{\text{OB}} = 0,2095 \cdot \Delta T_{\text{FZ}} - 3,0841 \text{ K} \quad (14)$$

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass diese Methode zur Temperaturbestimmung in der Fügezone großes Potential hat. Trotz der ungleichmäßigen Ergebnisse händisch eingelegter, teils defekter Thermoelemente liegen die berechneten Temperaturwerte nah an den tatsächlich gemessenen Werten. Sieben der vierzehn Versuche liefern eine Abweichung der berechneten von der gemessenen Temperatur kleiner als 10 K, 10 der vierzehn Versuche eine Abweichung kleiner als 20 K. Damit liegen diese Versuche im Prozessfenster von ± 20 K. Im Anschluss muss in weiteren Versuchen mit TE-Matrizen mit mehr Messpunkten und höherer Zuverlässigkeit untersucht werden, ob eine Schweißung, die bei der berechneten Temperatur über dem Organoblech beendet wird, auch tatsächlich den Anforderungen genügt.

Zur direkten Messung der gemittelten Temperatur an mehreren Punkten bietet sich die in Abbildung 5.11 dargestellte Schaltung an. Eine Parallelschaltung der einzelnen Thermoelemente sorgt für eine automatische Mittelung der gemessenen Thermospannungen.

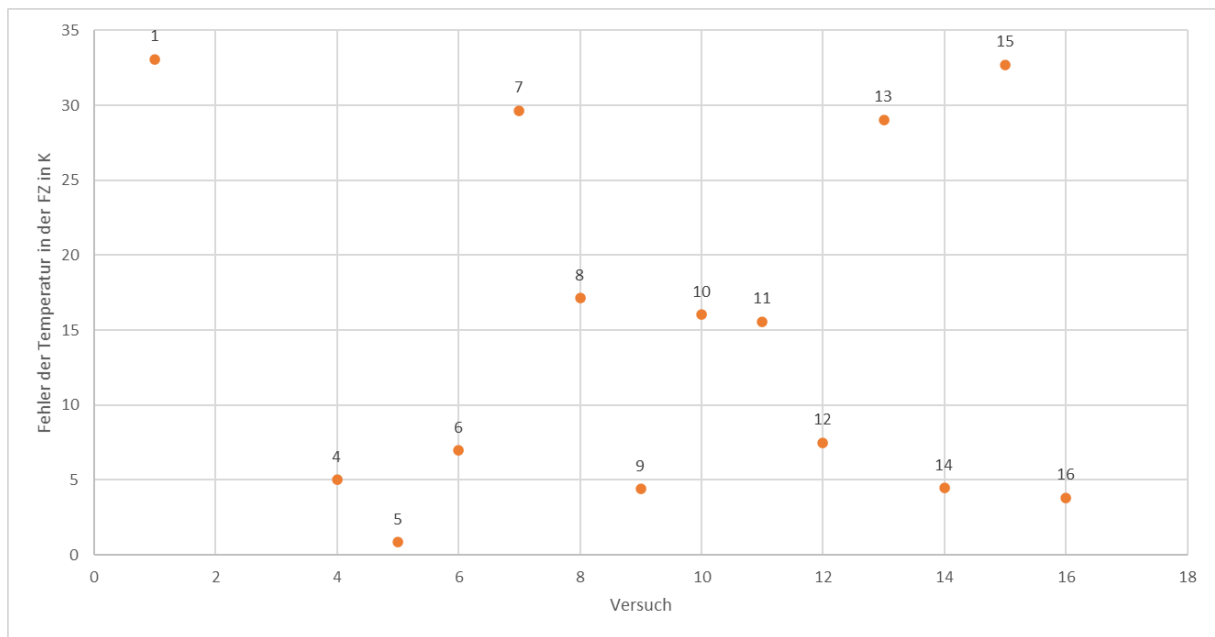


Abbildung 5.10: korrigierte Abweichung der gemessenen Temperaturdifferenz in der Fügezone von der auf Basis der in Abbildung 5.8 berechneten Temperaturdifferenz

5.5.4 Integration der Messung mittels Thermoelementen über dem Organoblech in eine Regelung

Die oben ausgeführte Methode zur Temperaturbestimmung kann folgendermaßen zur Prozessregelung genutzt werden: Die Temperatur wird im durchgeheizten Zustand gemessen. Zu diesem Zeitpunkt kann davon ausgegangen werden, dass die Temperatur T_0 über dem Organoblech und in der FZ homogen und gleich ist. Die Solltemperatur T_{soll} in der Fügezone wird als Parameter vorgegeben. Die Endtemperatur T_{end} über dem Organoblech, bei deren Erreichen der Prozess beendet wird, wird folgendermaßen berechnet:

$$T_{\text{end}} = T_0 + 0,1858 \cdot (T_{\text{soll}} - T_0) - 1,0499$$

Die konstante Schweißspannung wird angelegt und der Schweißvorgang beendet, sobald T_{end} über dem Druckstück erreicht ist.

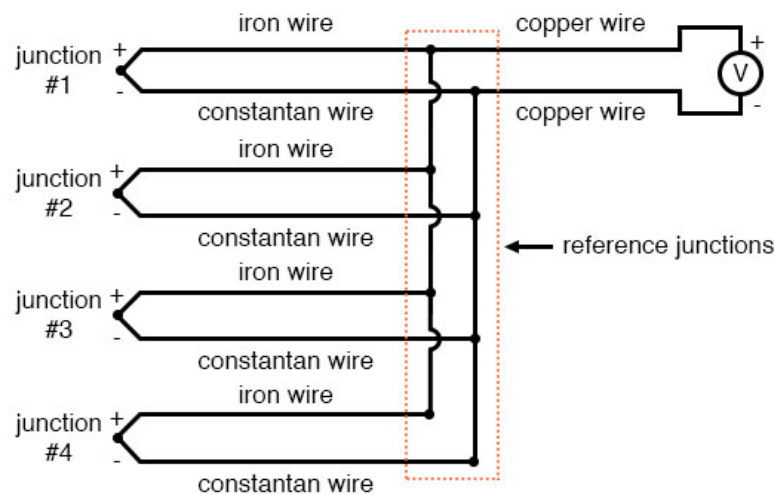


Abbildung 5.11: Parallelschaltung mehrerer Thermoelemente zur Messung der gemittelten Temperatur, entnommen aus [10].

5.6 Temperaturbestimmung über den elektrischen Widerstand

Das Schweißelement besteht aus Carbonfasern, die Heißleitereigenschaften besitzen: Der elektrische Widerstand nimmt mit zunehmender Temperatur ab.

Beim Schweißvorgang nach derzeitigem Stand wird der gemittelte Widerstand \bar{R} über die gesamte Fügezone als $\bar{R} = \frac{U}{I}$ automatisch gemessen, da Spannung U und Stromstärke I vom Netzteil direkt an die Auswertungssoftware weitergegeben werden.

Falls eine ausreichend gute Widerstands-Temperaturkorrelation möglich ist, kann also ohne jeglichen Zusatzaufwand die Temperatur in der Fügezone zwar nicht orts aufgelöst, aber zumindest über die ganze Fläche gemittelt ausgegeben werden, ohne dass zusätzliche Geräte und Messeinrichtungen verwendet werden müssen.

5.6.1 Theoretische Grundlagen zur Temperaturbestimmung mittels

Widerstandsthermometer

Zur Temperaturmessung mit Widerstandssensoren werden Materialien eingesetzt, bei denen die Temperaturabhängigkeit des elektrischen Widerstandes bekannt ist. Metallwiderstände zeichnen sich durch einen relativ konstanten positiven Temperaturkoeffizienten aus, es gilt:

$$R(\vartheta) = R_0 \left[1 + \alpha(\vartheta - \vartheta_0) + \beta(\vartheta - \vartheta_0)^2 \right] \quad (15)$$

ϑ_0 ... Bezugstemperatur

ϑ ... Messtemperatur

α, β ... linearer bzw. quadratischer Anteil des Temperaturkoeffizienten

In der Regel kann das quadratische Glied in Gleichung 15 vernachlässigt werden. Es ergibt sich folgende vereinfachte Gleichung:

$$R(\vartheta) = R_0 [1 + \alpha(\vartheta - \vartheta_0)] . \quad (16)$$

Für Präzisionsmessungen kommen Platin-Widerstandsthermometer zum Einsatz. Neben metallischen Sensoren werden auch Widerstandssensoren mit negativen Temperaturkoeffizienten, sogenannte NTC-Sensoren (engl.: negative temperature coefficient), verwendet. Diese werden i.d.R. aus sinterfähigen Metalloxiden hergestellt und besitzen eine Temperaturabhängigkeit, die folgender Formel genügt:

$$R(\vartheta) = R(\vartheta_0) \cdot \exp \left[B \cdot \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) \right] \quad (17)$$

$T = 273,15 \text{ K} + \vartheta$... Messtemperatur in K

$T_0 = 273,15 \text{ K} + \vartheta_0$... Bezugstemperatur in K

$R(\vartheta_0)$... Nennwert des jeweiligen Thermistors, i.d.R: zw. 2Ω bis $1 \text{ M}\Omega$

B ... Temperaturabhängigkeit des Heißeiters, typischerweise 2100 K bis 4700 K

In der Messtechnik werden NTC-Widerstände als Sensoren vorrangig zur Messung kleiner Temperaturdifferenzen genutzt, oder um positive Temperaturbeiwerte von Metallen auszugleichen.

Zur Auswertung der Temperaturmessung mit temperaturabhängigen Widerständen werden Messschaltungen für ohmsche Widerstände verwendet. Wichtig ist die Berücksichtigung des Leitungswiderstandes R_L , der insbesondere bei langen Leitungen große Auswirkungen hat und ebenfalls temperaturempfindlich ist.

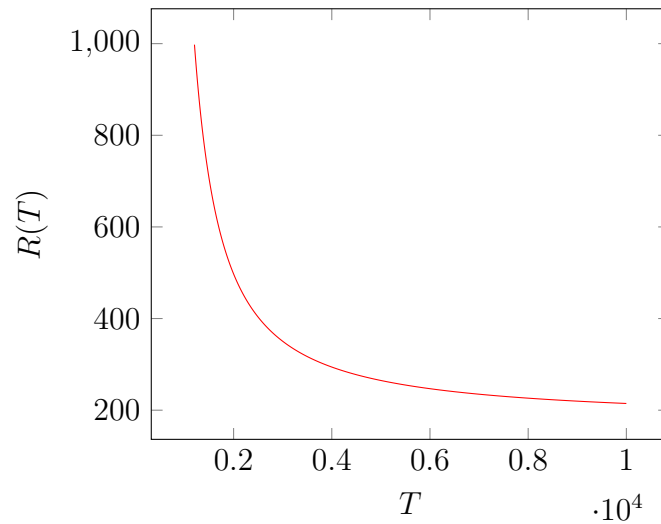


Abbildung 5.12: Abhängigkeit des Widerstandes von der Temperatur bei NTC-Thermistoren

Als Schaltung zur Messwertgewinnung werden Zweileiter- oder Vierleiter-Schaltungen verwendet. Zu bevorzugen ist dabei die Vierleiter-Schaltung, da hier die Widerstände der Messleitungen und folglich auch insbesondere deren Änderungen bei Temperaturänderung keinen Einfluss auf das Messergebnis haben.

Als Schweißelemente werden im aktuellen Widerstandsschweißprozess kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe verwendet. Die Carbonfasern dienen hierbei gleichzeitig als Heizwiderstand und als Widerstandssensor zur Temperaturmessung. Carbonfasern weisen NTC-Eigenschaften (negative temperature coefficient) auf. Der elektrische Widerstand sinkt also bei steigender Temperatur.

Es ist zu prüfen, ob sich der CF-Schweißleiter wie ein klassischer NTC-Widerstand verhält.

Eine gute Approximation für das $R(T)$ -Verhalten bei klassischen NTC-Widerständen erhält man bei Verwendung der Steinhart-Hart-Gleichung, die ein Polynom 3. Ordnung verwendet:

$$\frac{1}{T(R)} = a_0 + a_1 \ln\left(\frac{R}{\Omega}\right) + a_3 \cdot \ln^3\left(\frac{R}{\Omega}\right) \quad (18)$$

Die Konstanten a_0 , a_1 , a_3 werden aus drei Kalibrierwerten $R(T_1)$, $R(T_2)$, $R(T_3)$ bestimmt.

Zur Berechnung einer Kennlinie aus den Messwerten $R_i(T_i)$ sollte die Methode der linearen Regression angewendet werden, um die als statistisch verteilt angenommenen Kalibrierunsicherheiten auszugleichen.

Für $n > 3$ und die Approximation nach Steinhart-Hart ergibt sich folgendes Gleichungssystem:

$$\begin{pmatrix} a_0 \\ a_1 \\ a_3 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} n & \sum \ln R_i & \sum \ln^3 R_i \\ \ln R_i & \sum \ln^2 R_i & \sum \ln^4 R_i \\ \ln^3 R_i & \sum \ln^4 R_i & \sum \ln^6 R_i \end{pmatrix}^{-1} \begin{pmatrix} \sum \frac{1}{T_i} \\ \sum \frac{1}{T_i} \ln R_i \\ \sum \frac{1}{T_i} \ln^3 R_i \end{pmatrix} \quad (19)$$

Zu Toleranzen und Kennlinienabweichungen siehe 9.3.2.4 in [1].

5.6.2 Versuchsdesign zur Bestimmung des temperaturabhängigen elektrischen Widerstands der Schweißleiter

Der über die Fläche der Fügezone gemittelte Widerstand \bar{R} wird aus den Werten für die Spannung U und die Stromstärke I bestimmt, die vom Netzteil ausgegeben werden. Bei Verwendung der „sense-Funktion“ werden die mittels sense-Leitungen an den Kontaktierungsblöcken gemessenen Werte ausgegeben, sodass eine Kompensation von Leitungswiderständen bereits erfolgt ist.

\bar{R} ist die Summe aus den Übertragungswiderständen R_{ue} von Kontaktierung zum Schweißelement (SE) und dem Widerstand des SE $R_{SE} = \rho \cdot \frac{l}{A}$ mit dem temperaturabhängigen spezifischen Widerstand $\rho(T)$, der Länge l , der Breite b , der Dicke t und der Querschnittsfläche $A = b \cdot t$.

$$\bar{R} = \frac{U}{I} = 2 \cdot R_{ue} + R_{SE} = 2 \cdot R_{ue} + \rho(T) \cdot \frac{l}{A} \quad (20)$$

Es wird davon ausgegangen, dass sich der Übergangswiderstand nicht mit der Temperatur ändert und dass sich der Gewebeleiter gemittelt wie ein isotropes Material verhält, sodass der Zusammenhang $R_{SE} = \rho \cdot \frac{l}{A}$ gilt.

Es bleibt zu prüfen, ob der Übergangswiderstand tatsächlich temperaturunabhängig ist oder ob er besser mit folgendem Zusammenhang beschrieben werden kann:

$$R_{ue} = K(T) \cdot \frac{1}{b \cdot t}$$

Durch den Vergleich des Widerstandes mehrerer Schweißleiter gleicher Geometrie bei gleicher Temperatur kann die Homogenität des Übergangswiderstandes ermittelt werden.

Eine Variation der Länge des Schweißleiters bei konstanter Breite, Dicke und Temperatur T_0 lässt eine Ermittlung des Übergangswiderstandes für Schweißleiter dieser Breite und

Dicke zu und ermöglicht die Bestimmung des spezifischen Widerstandes $\rho(T_0)$.

Eine Korrelation des gemessenen Widerstandes mit der Temperatur ergibt einen Verlauf von $\rho(T)$.

Im Idealfall ist der Übergangswiderstand ausreichend homogen und direkt proportional zur Schweißleiterbreite und es gilt die Näherung, dass sich der Schweißleiter gemittelt als isotropes Material verhält. Dann kann der Widerstand des Schweißleiters bei Zieltemperatur T_{Ziel} folgendermaßen berechnet werden:

$$R(T_{\text{Ziel}}) = 2 \cdot R_{\text{ue}} + \rho(T_{\text{Ziel}}) \cdot \frac{l}{A}$$

Falls diese gewünschten Voraussetzungen sich durch Experimente nicht mit ausreichender Sicherheit belegen lassen, so kann für eine feste Geometrie des Schweißleiters (feste Dicke, Länge und Breite) $\rho(T)$ experimentell bestimmt werden. Falls die Steigung K_1 des Widerstandes $R(T) = K_1 \cdot T + K_2$ ausreichend homogen ist, kann auch bei mangelnder Homogenität des Übergangswiderstandes der Prozess geregelt werden, indem der Anfangswiderstand $R(T_0)$ bestimmt wird und die Bestromung bei $R(T_{\text{Ziel}}) = R(T_0) + (T_{\text{Ziel}} - T_0) \cdot K_1$ beendet wird.

5.6.3 Ermittlung der Homogenität des Übergangswiderstandes

Zunächst wird die Homogenität und Standardabweichung des Übergangswiderstandes bei Schweißleitern mit perforierter Kontaktierung ermittelt. Falls Homogenität und Standardabweichung beim derzeitigen Kontaktierungsverfahren nicht zufriedenstellen, muss zunächst dieses überarbeitet werden. Ein Vergleich verschiedener Kontaktierungsmethoden und ein Konzept zur Verringerung des Übergangswiderstandes und zur Verringerung der Streuung wird in Abschnitt 6 vorgestellt.

Alle Schweißleiter, die für Probeschweißungen verwendet werden, werden zunächst bei Raumtemperatur von ca. 24°C für 60 s mit 1 A bestromt. Es handelt sich dabei ausnahmslos um CF-PPS-Schweißleiter mit den Abmessungen 260 mm × 45, mm, die mit 200 mm freier Länge im Schweißstand eingespannt werden. Die Kontaktierung findet bei 5 bar Kontaktierungsdruck statt. Es findet keine messbare Erwärmung des Schweißleiters durch die Bestromung statt. Aus jeder Messung wird der Widerstand gemittelt. Die Darstellung der

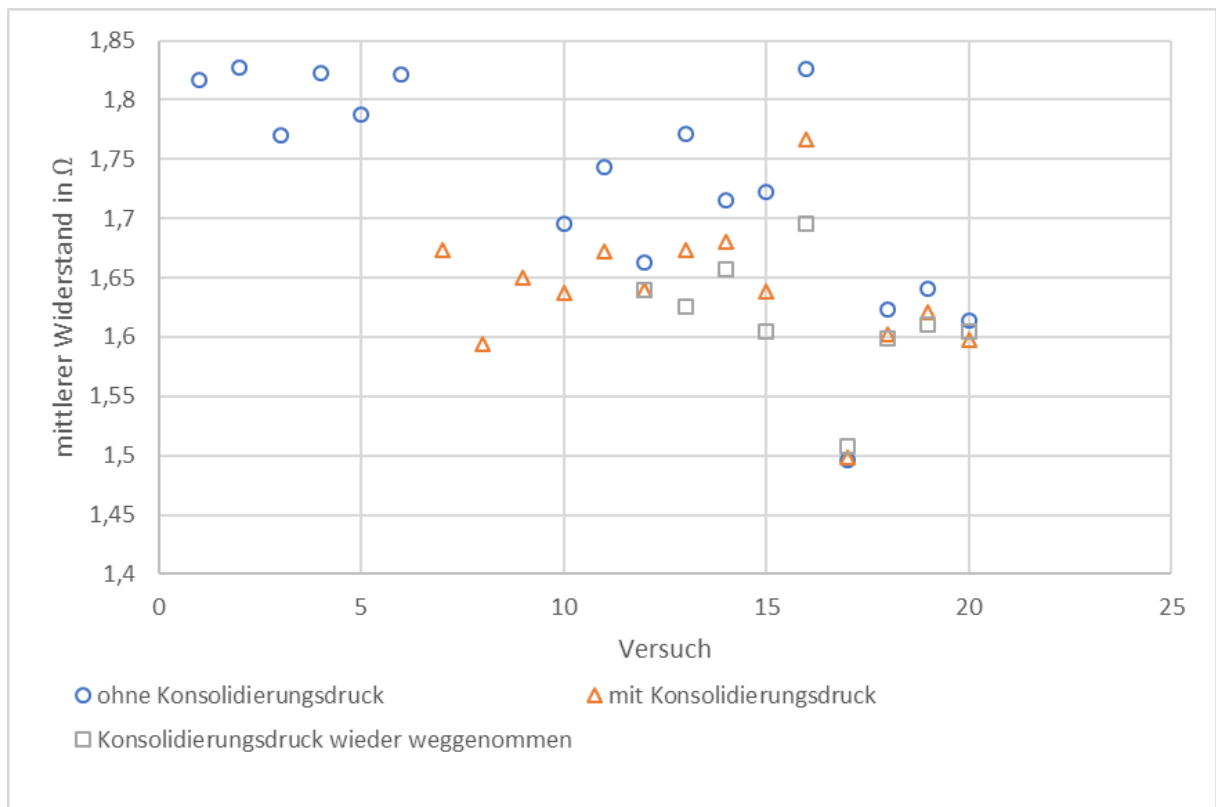


Abbildung 5.13: Auswertung des gemittelten Widerstandes von CF-Schweißleitern mit perforierter Kontaktierung bei Raumtemperatur, Messung mit 1 A für 60 s

Messwerte in Abbildung 5.13 lässt auf eine Abhängigkeit des Übergangswiderstandes vom Konsolidierungsdruck schließen: Der Widerstand bei den ersten Messungen ohne Konsolidierungsdruck ist höher, als bei Messungen mit Konsolidierungsdruck. Besonders auffällig ist, dass der Widerstand nach erneuter Wegnahme des Konsolidierungsdruckes noch weiter absinkt. Es ist jedoch zu beachten, dass die Messungen immer in der gleichen Reihenfolge durchgeführt wurden: Einlegen des Schweißelementes, Kontaktierung mit 5 bar, Messung für 60 s mit 1 A. Anschließendes Aufbringen des Konsolidierungsdruckes ohne Änderung der Kontaktierung und erneute Messung für 60 s mit 1 A. Schließlich Wegnahme des Konsolidierungsdruckes, wieder ohne Änderung der Kontaktierung und erneute Messung.

Das Sinken des Widerstandes im Verlauf dieser drei Versuche pro Schweißleiter könnte durch Änderungen im Schweißleiter begründet werden, die durch die Bestromung hervorgerufen werden. Es wurde zwar mit Thermoelementen in der Fügezone und im Kontaktierungsbereich verifiziert, dass keine messbare Erwärmung stattfand, jedoch ist es möglich, dass auf Filamentebene im Kontaktierungsbereich oder auch in der Fügezone ein Aufschmelzen der Matrix zwischen Fasern stattgefunden hat, und somit die Leitfähigkeit verbessert wurde.

Eine Versuchsreihe zur Klärung dieser Frage (siehe Abbildung 5.14) zeigt, dass sich bei mehrfacher Bestromung von perforierten Schweißleitern der Abmessungen $260\text{ mm} \times 45\text{ mm}$ mit 1 A für 60 s der Widerstand von einem Versuch zum nächsten kaum ändert, jedoch bei Anlegen und Wegnahme des Konsolidierungsdruckes deutliche Stufen im Widerstand sichtbar sind.

Die ersten drei dargestellten Versuche wurden ohne Unterlegbleche unter dem unteren Druckstück durchgeführt, so dass sich bei Beaufschlagung mit Konsolidierungsdruck eine leichte Kante in den Schweißleiter gedrückt hat. Versuche vier und fünf wurden derart mit Unterlegblechen durchgeführt, dass die Höhe des unteren Druckstückes der Höhe des unteren Kontaktierungsklotzes genau entspricht und keine Kante im Schweißleiter gedrückt wird.

Im letzten dargestellten Versuch wurde ein Schweißleiter verwendet, bei dem mittels Heizstempel Kupfergewebe auf die Kontaktierungsflächen konsolidiert wurde. Diese Art der Kontaktierung wird in Unterunterabschnitt 6.2.2 näher betrachtet. Hier zeigt sich neben dem zu erwartenden, deutlich geringeren Widerstand eine sehr geringe Abhängigkeit des Widerstandes vom Konsolidierungsdruck und das erwartete Verhalten, dass der Widerstand nach Wegnahme des Druckes wieder auf das Anfangsniveau zurückspringt und nicht weiter sinkt.

Es stehen zum jetzigen Zeitpunkt keine weiteren Schweißleiter mit Metallgewebekontaktierung zur Verfügung. Sobald weitere Schweißleiter mit Metallkontaktierung hergestellt werden können muss die in Abbildung 5.14 dargestellte Versuchsreihe um Versuche mit Schweißleitern mit Edelstahl-Kontaktierung (siehe Abschnitt 6) erweitert werden. Falls sich auch in diesen weiteren Versuchen eine ähnlich geringe Abhängigkeit des Widerstandes vom Konsolidierungsdruck zeigt, so liegt die Erklärung für den sinkenden Widerstand der Schweißleiter mit der perforierten Kontaktierung in einer Änderung im Kontaktierungsbereich. Möglicherweise wird der Leiter durch das Aufbringen des Kontaktierungsdruckes etwas verschoben und gestaucht, sodass der Übergangswiderstand im Kontaktierungsbereich sinkt.

Der gemittelte Widerstand des jeweils ersten Versuchs ohne Konsolidierungsdruck ergibt einen Mittelwert von $1,727\ \Omega$ bei einer Standardabweichung von $0,0947\ \Omega$. Die maximale Abweichung vom Mittelwert beträgt $0,11\ \Omega$. Dies entspricht bei der Korrelation $R(T)$ (eine ausführliche Betrachtung dazu in Unterunterabschnitt 5.6.5) in etwa 100 K Tempe-

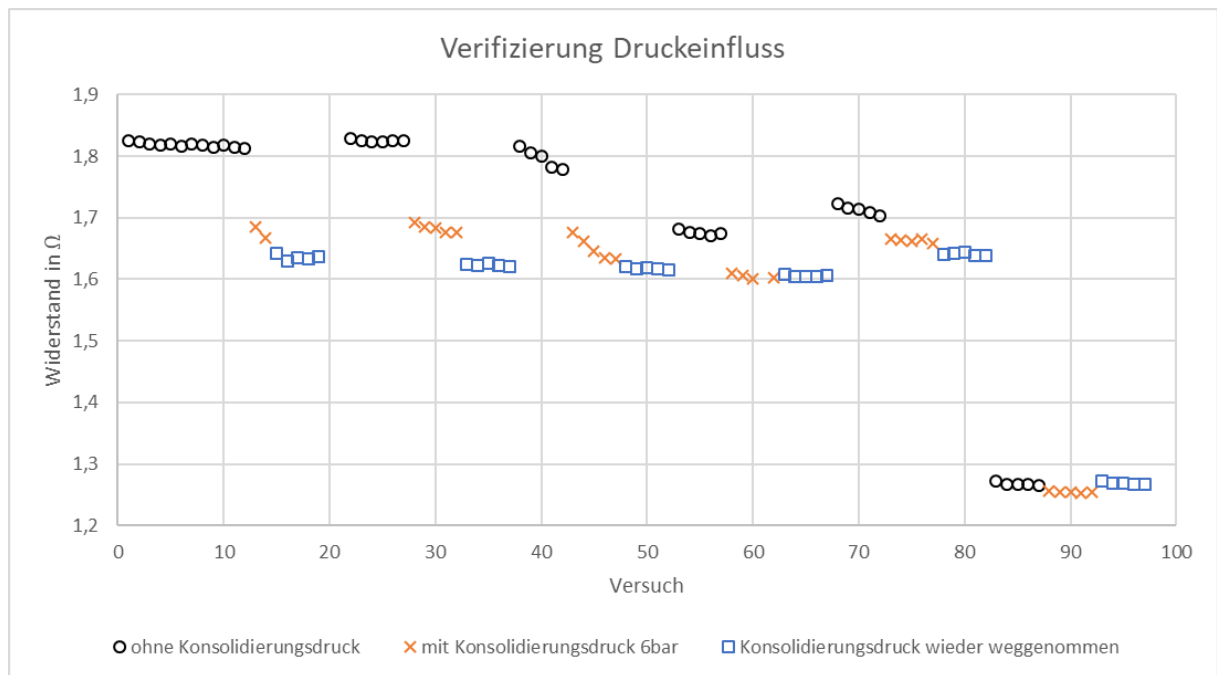


Abbildung 5.14: Versuchsreihe zur Überprüfung des Einflusses des Kontaktierungsdruckes auf den Widerstand des Schweißleiters bei Raumtemperatur: Die ersten Messungen wurden mit perforierten Schweißleitern der Abmessungen 260 mm × 45 mm durchgeführt, die letzte Messung mit einem Schweißleiter mit Kupfergewebekontaktierung der Abmessungen 260 mm × 40 mm. Die geringe Breite des letzten Schweißleiters trägt zum vergleichsweise geringeren Widerstand bei.

raturdifferenz. Der Wert streut also stark, sodass für Aussagen zu Widerstandsänderungen aufgrund von Temperaturänderungen in jedem Versuch der Anfangswiderstand bestimmt werden muss. Außerdem ist es wichtig zur Verringerung der Streuung andere Kontaktierungsmethoden zu testen. Dies erfolgt in Abschnitt 6.

Weiterhin fällt eine Spannungsabhängigkeit des Widerstandes bei konstanter Temperatur des Schweißelementes auf. Diese Spannungsabhängigkeit und die große Streuung des Widerstandes werden in Abbildung 5.15 deutlich. Schweißleiter wurden dabei mit Konsolidierungsdruck bei 200 mm freier Länge kontaktiert. Einige Messungen wurden bei Raumtemperatur, andere bei durch Druckstückheizung erreichten 160 °C durchgeführt. Trotz der großen Streuung in den Anfangswiderständen ist eine ähnliche Steigung der $R(U)$ -Kurven beobachtbar. Um zu untersuchen, ob der Abfall des Widerstandes bei steigender Spannung aus irreversiblen Änderungen im Schweißleiter resultiert, wurden Versuchsreihen durchgeführt, in denen die Spannung zunächst in 1 V-Schritten von 1 V bis 10 V erhöht und anschließend wieder verringert wurde. Es ergibt sich reproduzierbar der in Abbildung 5.16 dargestellte Verlauf. Der Widerstand ist beim Zurücknehmen der Span-

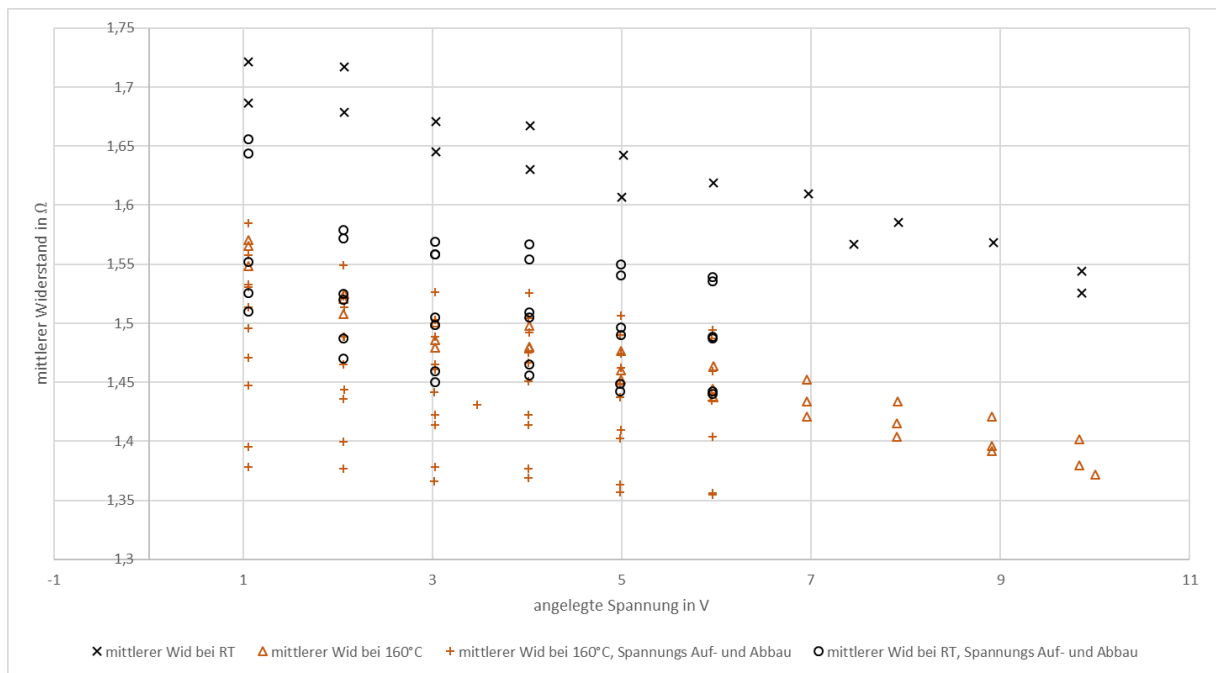


Abbildung 5.15: Darstellung des mittleren Widerstandes von Schweißleitern bei jeweils konstanter Temperatur und unterschiedlichen angelegten Messspannungen

nung etwas geringer, jedoch nicht in dem Maß, in dem er bei Steigerung der Spannung sinkt. Dies lässt darauf schließen, dass tatsächlich eine Abhängigkeit des Widerstandes von der Messspannung vorliegt. Da die „sense-Funktion“ des Netzteils zur Messung verwendet wurde, ist ein Einfluss der Leitungswiderstände ausgeschlossen. Eine Hypothese ist, dass der Übergang von Kupfer-Kontatkierungsklötzen in die Fasern bei der perforierten Kontaktierung schwierig ist und der Strom bei höheren Spannungen besser in die Fasern einkoppeln kann.

Eine Folge der Erkenntnis zur Spannungsabhängigkeit des Widerstandes ist, dass für Aussagen, die aufgrund des Widerstandes getätigt werden, immer der Widerstand bei der tatsächlich im Prozess verwendeten Spannung gemessen werden muss.

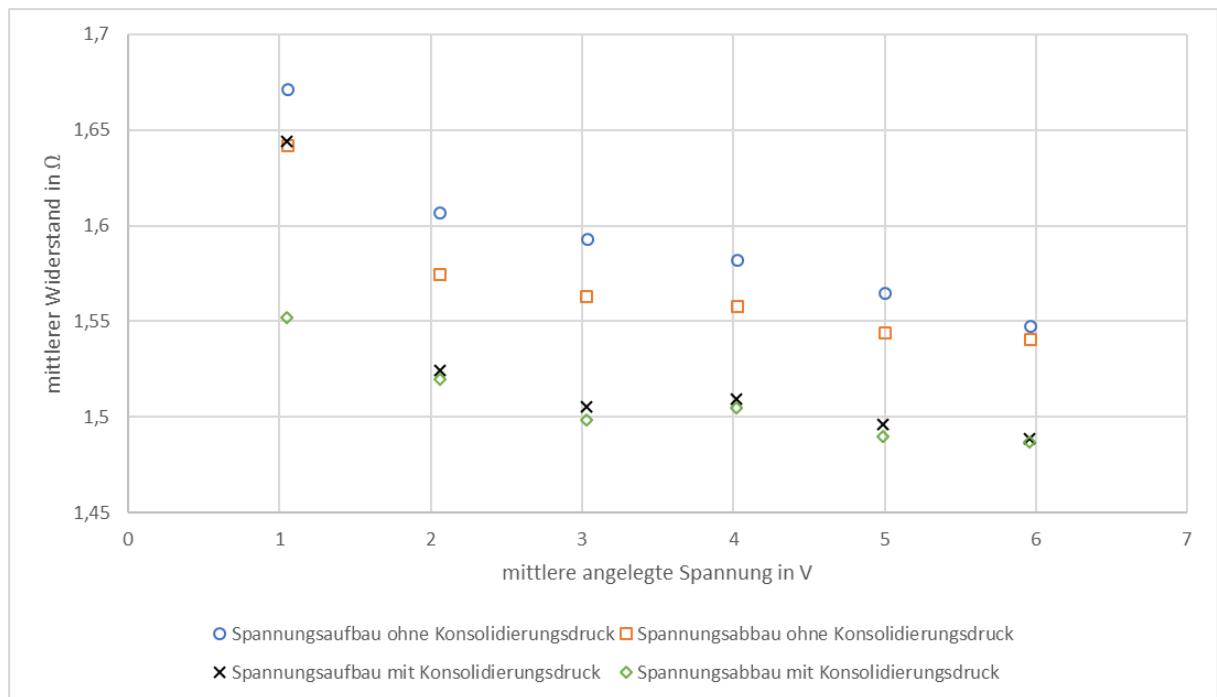


Abbildung 5.16: Darstellung des mittleren Widerstandes eines Schweißleiters bei konstanter Temperatur und Auf- und anschließend Abbau der angelegten Messspannung

5.6.4 Bestimmung des Übergangswiderstandes durch Längenvariation des Schweißleiters

Zur Bestimmung des Übergangswiderstandes wird die Länge eines Schweißleiters schrittweise reduziert. Es ist gemäß $R(T_0) = 2 \cdot R_{ue} + \rho(T_0) \cdot \frac{l}{A}$ zu erwarten, dass sich bei Antragen der Widerstände über der Länge ein linearer Verlauf ergibt. Der R -Achsenabschnitt der Geraden bei der interpolierten Länge 0 mm entspricht dann dem doppelten Übergangswiderstand des Schweißleiters (siehe dazu Abbildung 5.17). Im Versuch wurde ein Schweißleiter mit der Breite 45 mm in 100 mm-Schritten von 1200 mm freie Länge bis 100 mm freie Länge reduziert. Für jede Länge wurde die Kontaktierung neu perforiert, anschließend wurde der Schweißleiter im Schweißstand eingespannt und mit 0,1 A für 30 s bestromt. Aus Spannung und Stromstärke wurde der Widerstand berechnet. Für jede Länge wurde daraus der mittlere Widerstand bestimmt.

Aufgrund des geringen verwendeten Messstroms rauschen die Widerstandsergebnisse stark, was zu einer relativ großen Standardabweichung bei den einzelnen gemittelten Widerständen führt. Die Versuchsergebnisse sind in Abbildung 5.18 dargestellt. Die Änderung der Steigung der Ausgleichsgeraden zwischen 500 mm und 600 mm kann bisher nicht erklärt

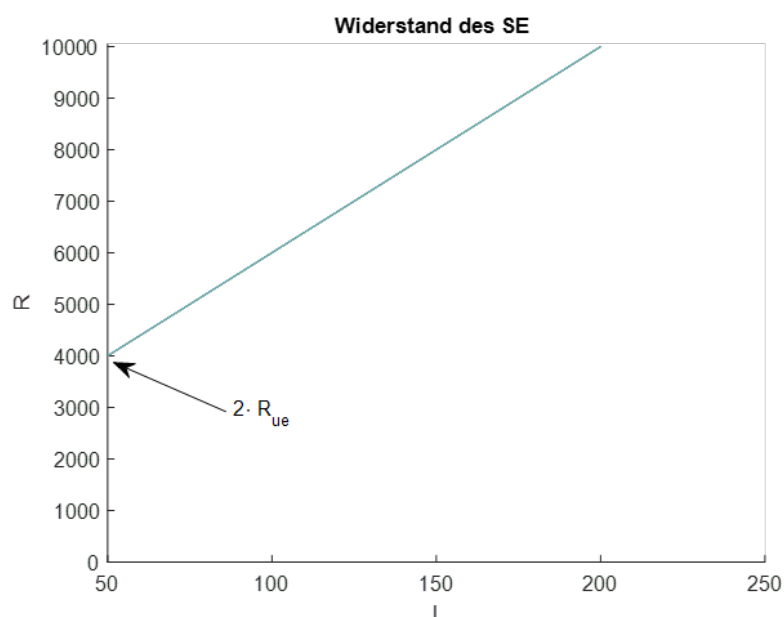


Abbildung 5.17: Erwartetes Ergebnis der Widerstandsmessung bei Längenskalierung des Schweißleiters, die Achsenskalierungen sind beliebig gewählt.

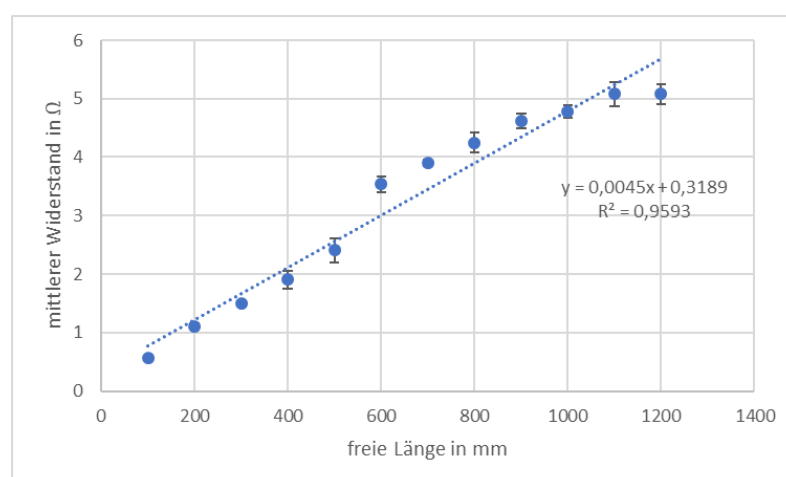


Abbildung 5.18: Mittlere Widerstände bei der Variation der Schweißleiterlänge, Messstrom 0,1 A für 30 s

werden. Die Ausgleichsgerade, die einen Wert für $2 \cdot R_{ue}$ von $0,3189 \Omega$ ergibt, ist mit dieser Anzahl an Messpunkten nicht brauchbar. Es müssten also weitere Längenvariationen durchgeführt werden, um eine signifikante Aussage machen zu können.

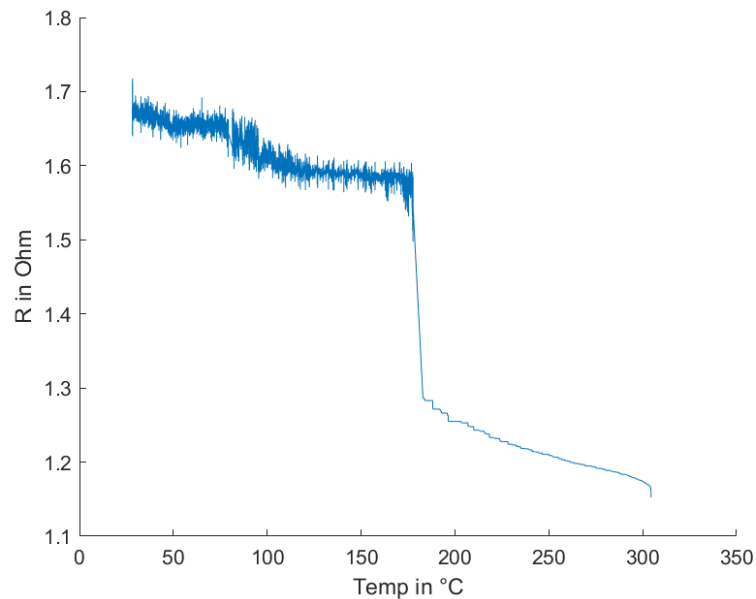


Abbildung 5.19: Widerstandsmessung beim Aufheizen und anschließenden Schweißen auf 200 mm freier Länge

5.6.5 Ermittlung der Temperaturabhängigkeit des mittleren Widerstandes des Schweißleiters

Zunächst wird der Temperaturbereich zwischen Raumtemperatur und 180°C im Rahmen einer folgender Versuchsreihe betrachtet: Ein Stacking wird in den Versuchsstand eingelegt und mit den beheizten Druckstücken langsam von Raumtemperatur auf 180°C erwärmt. Dabei wird der Schweißleiter mit einem Prüfstrom von 0,5 A bestromt und der Verlauf des Widerstandes $R(T)$ wird ermittelt.

Dieses Verfahren stellt eine gleichmäßige Durchwärmung des Schweißleiters auf die jeweilige Temperatur sicher und schließt Ungenauigkeiten aufgrund von lokalen Effekten aus. Für den Bereich 160°C - 320°C, also den Temperaturbereich, in dem der eigentliche Schweißvorgang stattfindet, werden die Daten der Schweißversuche auf 200 mm freier Länge ausgewertet, bei denen ein Thermoelement in der Fügezone mitgemessen wurde.

Abbildung 5.19 zeigt exemplarisch den gemessenen Widerstandsverlauf beim Aufheizen und anschließenden Schweißen. Die Heißeitereigenschaft der Kohlenstofffasern ist klar zu erkennen: Der Widerstand sinkt mit steigender Temperatur. Bei ca. 160°C ist ein schlagartiger Abfall des Widerstandes zu beobachten. Dieser resultiert aus den unterschiedlichen Spannungen: Bis zu diesem Punkt wurde der Widerstand mit einem Messstrom von 0,5 A gemessen – das entspricht einer Spannung von ca. 0,8 V. Anschließend wurde span-

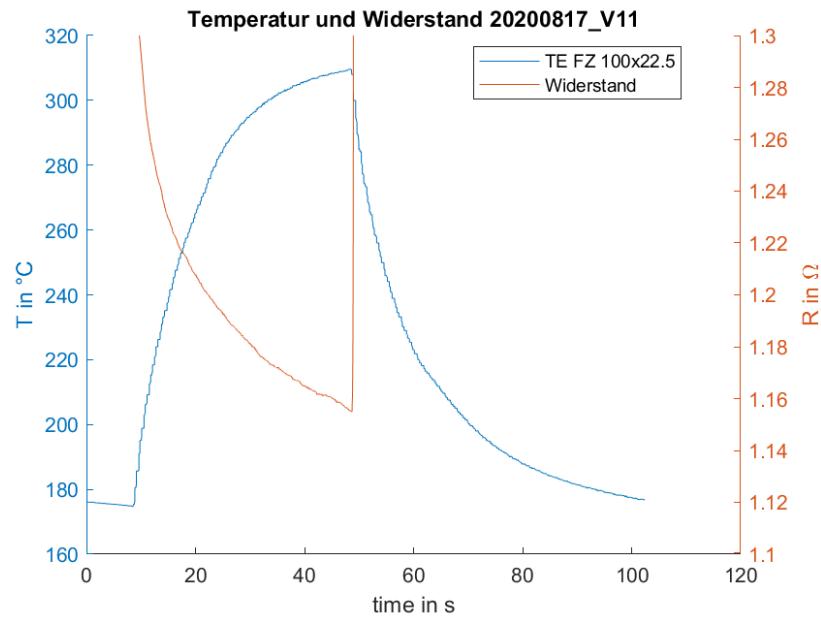


Abbildung 5.20: Widerstand des Schweißleiters und Temperatur in der Fügezone beim Schweißprozess

nungsgeregelt bei 33 V geschweißt. Die Spannungsabhängigkeit des Widerstandes wurde in Unterunterabschnitt 5.6.3 überprüft und belegt. Da der Temperaturbereich der Schweißung relevant für die Regelung ist und aufgrund der starken Spannungsabhängigkeit des Widerstandes eine Auswertung der Widerstandsverläufe beim Aufheizen nicht zielführend ist, werden im Folgenden die $R(T)$ -Kurven beim eigentlichen Schweißprozess analysiert.

Abbildung 5.20 zeigt den typischen Verlauf des Widerstandes des Schweißleiters und der Temperatur in der Fügezone. Abbildung 5.21 stellt den Widerstand in Abhängigkeit von der Temperatur dar. Es bieten sich zwei Möglichkeiten an, um die Messwerte zu approximieren: Ein einfacher linearer Fit und eine Approximation der Kennlinie eines Thermistors mit Heißeitereigenschaften:

$$R_{\text{exp}}(T) = A \cdot \exp \left[B \cdot \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_N} \right) \right]$$

Die theoretischen Hintergründe sind in Unterunterabschnitt 5.6.1 dargestellt.

Abbildung 5.22 zeigt die Auswertung des Widerstandes bei verschiedenen Temperaturen während des Schweißprozesses. Klar erkennbar ist eine recht große Streuung der Widerstände, pro Versuch sind die Abstände der einzelnen Widerstandswerte von Temperatur

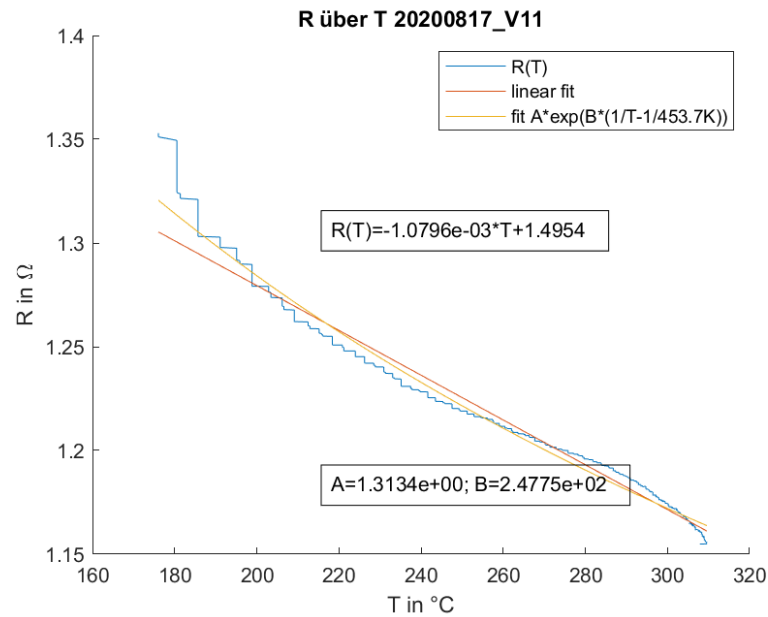


Abbildung 5.21: Widerstand des Schweißleiters in Abhängigkeit von der Temperatur in der Fügezone, linearer Fit und Fit der Thermistorkennlinie

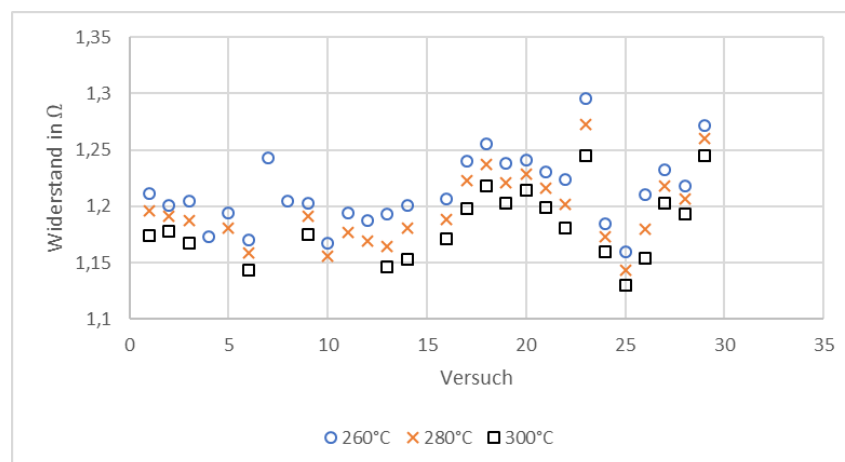


Abbildung 5.22: Auswertung des Widerstandes bei verschiedenen Temperaturen während des Schweißprozesses

zu Temperatur jedoch recht konstant. Dies lässt auf eine homogene Temperaturabhängigkeit des Widerstands schließen – die Inhomogenität im Anfangswiderstand ist bereits aus Unterunterabschnitt 5.6.3 bekannt. Auch die Heißeitereigenschaft des CF-Schweißleiters ist durchgehend nachgewiesen: Der Widerstand sinkt mit steigender Temperatur.

Aus den verfügbaren Messdaten erfolgreicher Versuche auf 200 mm freier Länge wird jeweils die Gleichung der approximierten linearen Funktion $R(\vartheta) = a \cdot \vartheta + b$ und die Gleichung der approximierten Thermistorkennlinie $R_{\text{exp}}(T) = A \cdot \exp\left[B \cdot \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_N}\right)\right]$ ermittelt. Anschließend werden die Mittelwerte der jeweiligen Koeffizienten a, b, A, B aus allen Versuchen gebildet. Im weiteren Verlauf werden diese Mittelwerte für alle Berechnungen

verwendet. Für die lineare Approximation ergibt sich folgender Zusammenhang:

$$R_{\text{lin}}(\vartheta) = a \cdot \vartheta + b$$

$$R_{\text{lin}}(\vartheta) = -0,000921681(\pm 2,6501 \cdot 10^{-5}) \frac{\Omega}{^{\circ}\text{C}} \cdot \vartheta + 1,452501904(\pm 0,010085991) \Omega$$

Diese für die Celsius-Werte ermittelte Funktion ergibt in der üblichen Kelvin-Darstellung::

$$R_{\text{lin}}(T) = R(\vartheta + 273.15 \text{ K}) = a \cdot (\vartheta + 273.15 \text{ K}) + b = -0,000921681 \frac{\Omega}{\text{K}} \cdot T + 1,200745 \Omega$$

Aufgrund des stark streuenden Anfangswiderstandes ist mit dieser Gleichung durch Einsetzen der Zieltemperatur keine realistische Vorhersage des Zielwiderstandes möglich.

Es können jedoch leicht der Widerstand R_0 und die Temperatur ϑ_0 zu Anfang des Schweißvorganges bestimmt werden: Die Temperatur kann nach ausreichendem Durchwärmen zwischen Organoblech und Druckstück gemessen, der Widerstand direkt aus den Strom- und Spannungsdaten des Netzteils ermittelt werden.

Bei der Approximation der Thermistorkennlinie ist eine Berücksichtigung des gemessenen Anfangswiderstandes nicht möglich.

Der Widerstand wird nun für $\vartheta = \vartheta_{\text{Ziel}}$ und $T = T_{\text{Ziel}}$ folgendermaßen berechnet:

$$R_{\text{lin}}(\vartheta) = R_0 + a \cdot (\vartheta - \vartheta_0)$$

$$R_{\text{exp}}(T) = A \cdot \exp \left[B \cdot \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) \right]$$

Anschließend wird die Abweichung des berechneten Widerstandes vom gemessenen Widerstand R_{gem} bei der jeweiligen Zieltemperatur bestimmt:

$$\Delta R_{\text{lin}}(\vartheta) = R_{\text{lin}}(\vartheta) - R_{\text{gem}}(\vartheta)$$

$$\Delta R_{\text{exp}}(T) = R_{\text{exp}}(T) - R_{\text{gem}}(T)$$

Die Fehler in der bestimmten Temperatur werden folgendermaßen bestimmt:

$$\Delta T_{\text{lin}} = \frac{\Delta R_{\text{lin}}}{a}$$

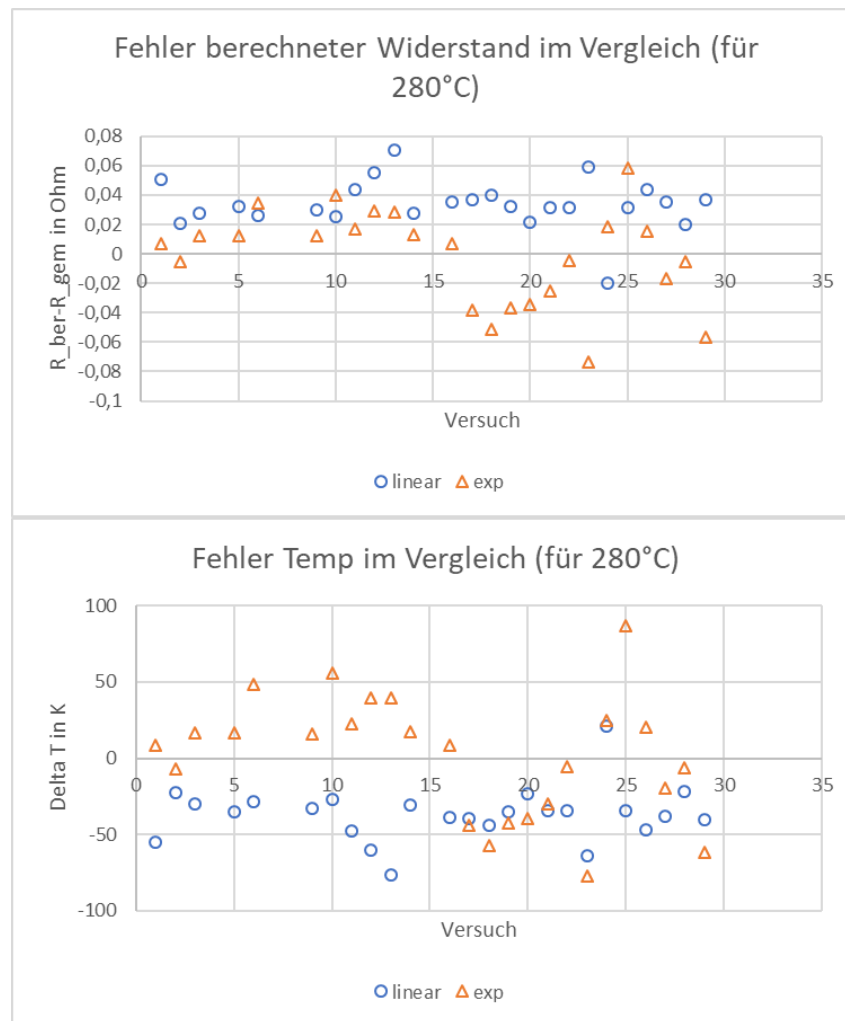


Abbildung 5.23: Darstellung der Unterschiede von berechnetem Widerstandes und berechneter Temperatur zu den gemessenen Werten bei 280°C

Für die Approximation der Thermistorkennlinie wird zunächst die Temperatur berechnet, die sich nach der Gleichung beim gemessenen Widerstand ergibt, und anschließend die Differenz zur Soll-Temperatur ermittelt:

$$\Delta T_{\text{exp}} = \left[\frac{\ln \left(\frac{R_{\text{gem}}(T)}{A} \right)}{B} + \frac{1}{T_0} \right]^{-1} - T$$

Die Ergebnisse für $\vartheta_{\text{Ziel}} = 280^\circ\text{C}$ sind in Abbildung 5.23 dargestellt.

Die Absolutwerte der Abweichungen des berechneten vom gemessenen Widerstand sind bei beiden Approximationen ähnlich groß – allerdings oszilliert der Fehler bei der approximierten Thermistorgleichung (in der Legende als *exp* bezeichnet) um die x-Achse. Der Fehler bei der linearen Approximation streut kaum und befindet sich (mit einer Ausnahme) im ersten Quadranten.

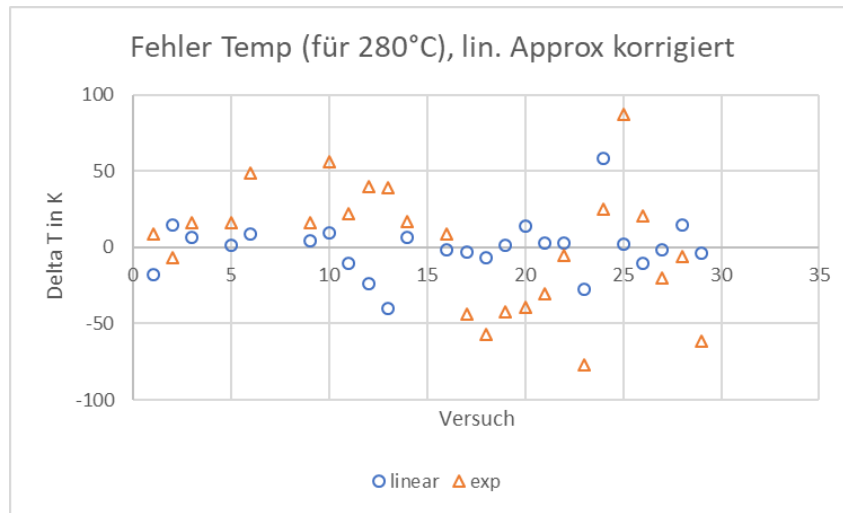


Abbildung 5.24: Darstellung des Fehlers der Temperatur bei 280°C, der Fehler der linearen Approximation wurde um den Offset (Mittelwert der Fehler) $-36,7\text{ K}$ korrigiert

Ähnlich verhalten sich die Abweichungen der Temperaturen: Die Temperaturabweichung bei der Thermistorkennlinienapproximation streut stark und oszilliert um die x-Achse, die Temperaturabweichung bei der linearen Approximation streut nur wenig um einen konstanten Offset von $-36,7\text{ K}$ (Mittelwert der Temperaturabweichungen).

Es wird deutlich, dass die lineare Interpolation deutlich bessere Ergebnisse bei der Temperaturbestimmung mittels Temperatur-Widerstandskorrelation liefert, als die Approximation der Thermistorkennlinie. Der systematische Offset kann korrigiert werden – dann ergibt sich das in Abbildung 5.24 dargestellte Verhalten des Fehlers des Widerstandes bei 280°C. 16 von 26 Fehlerpunkten befinden sich in einem Bereich von $\pm 10\text{ K}$ um die x-Achse, 21 von 26 Fehlerpunkten in einem Bereich von $\pm 15\text{ K}$ um die x-Achse.

Die Auswertungen bei anderen Temperaturen (siehe Abbildung 5.25) zeigen eine vergleichbare Güte der Approximationen. Der Offset bei der linearen Approximation beträgt bei 260°C $-40,1\text{ K}$, bei 300°C $-35,9\text{ K}$.

Korrigiert man die Parameter mit dem Ziel, den Offset zu minimieren, um den Mittelwert dieser Offsets – also um $37,6\text{ K}$ – so ergibt sich folgende Gleichung:

$$R_{\text{lin}}(\vartheta) = -0,000921681 \frac{\Omega}{\text{K}} \cdot (\vartheta - \vartheta_0) + R(\vartheta_0) - 0,034655 \Omega \quad (21)$$

Der Korrekturterm $-0,034655 \Omega$ entspricht der Widerstandsänderung bei der Temperaturänderung von $37,6\text{ K}$.

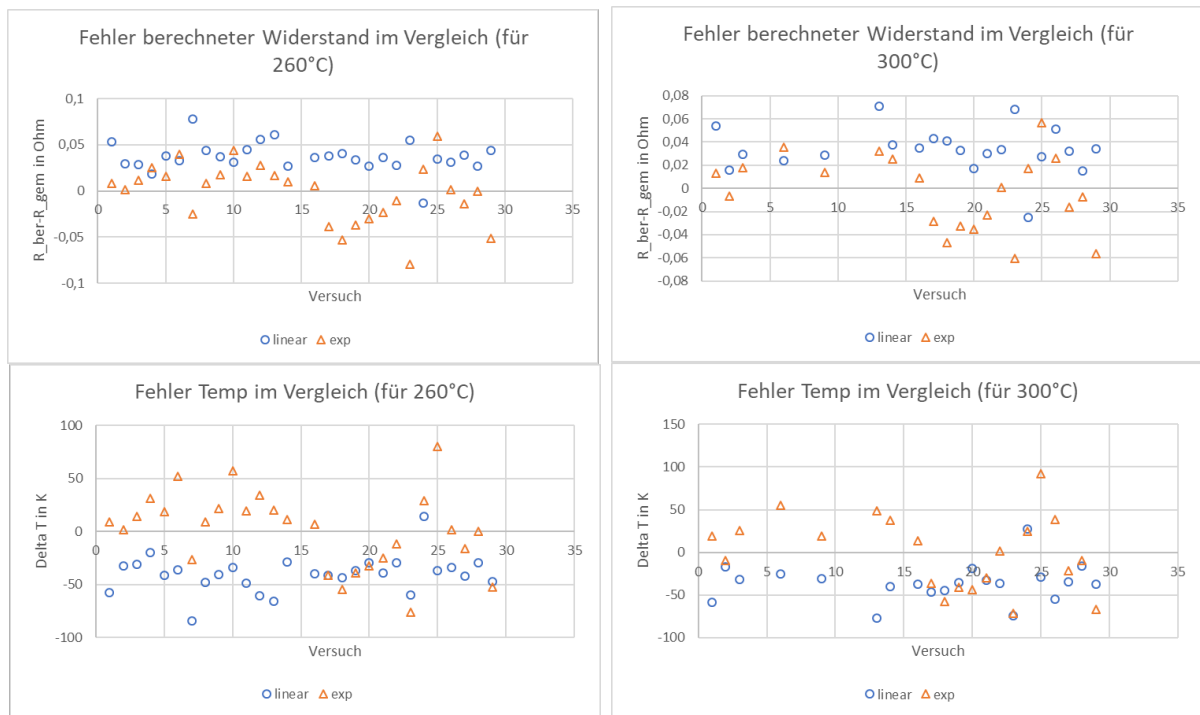


Abbildung 5.25: Darstellung der Unterschiede von berechnetem Widerstandes und berechneter Temperatur zu den gemessenen Werten bei 260°C und 300°C

5.6.6 Integration der $R(T)$ -Korrelation in eine Prozessregelung

Der temperaturabhängige Widerstand des Schweißleiters kann prinzipiell zur Prozessregelung genutzt werden. Die aktuelle Genauigkeit der Temperaturbestimmung von 30 K sollte dazu noch gesteigert werden. Insbesondere in Kombination mit anderen Regelungsverfahren, wie der Regelung über Thermoelemente außerhalb der Fügezone (siehe dazu Unterabschnitt 5.5), kann für den nicht sehr temperaturkritischen Prozess eine Temperaturregelung aufgebaut werden.

Es wird nach ausreichender Durchheizzeit die Temperatur über dem Druckstück und der Widerstand zu Anfang des Bestromungsvorganges gemessen. Aus diesen beiden Messwerten wird anhand von Gleichung 21 der Zielwiderstand errechnet, bei dem die Bestromung abgebrochen wird. Zusätzlich wird die Stromstärke überwacht – ein starker Anstieg der Stromstärke in kurzer Zeit wird als Abbruchkriterium definiert, da in diesem Fall ein Kurzschluss stattfindet.

Da bei der derzeit verwendeten perforierten Kontaktierung der Übergangswiderstand stark

schwankt, konnte der spezifische Widerstand des Schweißleiters nicht bestimmt werden. Es ist also keine Umrechnung der zur Regelung ermittelten Formel auf andere Schweißleiterdimensionen möglich. Die verwendeten Konstanten müssen für andere Aufbauten experimentell neu bestimmt werden. Falls durch die Anpassung der Kontaktierung (siehe Abschnitt 6) ein sehr homogener Übergangswiderstand erzielt werden kann, so kann mittels Längen- und Breitenvariation der spezifische Widerstand des Schweißleiters bestimmt werden und auf Basis dieser Werte kann dann die Approximation für $R(T)$ auf andere Dimensionen umgerechnet werden.

5.7 Akustische Temperaturmessung mittels Ultraschall

Ultraschall kann zur Bestimmung von Temperaturen eingesetzt werden: Bei bekannter Geometrie der durchschallten Proben kann aus den Laufzeitunterschieden auf die Schallgeschwindigkeit im Medium geschlossen werden. Diese ist abhängig von der Dichte des Mediums, welche wiederum eine temperaturabhängige Größe ist. Falls die anstehenden Versuche zur Detektion der Schmelze mittels Ultraschall (siehe Unterabschnitt 4.3) erfolgreich verlaufen sind und eine ausreichende Auflösung im Bereich der Fügezone ergeben, so kann im nächsten Schritt die Laufzeit in der Fügezone mit dem Fügeweg und der Temperaturänderung derart korreliert werden, dass aus den Ultraschalldaten Temperaturentscheidungen generiert werden können.

Folgende Probleme sind bei der Temperaturbestimmung mittels Ultraschall zu erwarten:

- Die zu betrachtende Fügezone ist sehr dünn – es muss geprüft werden, ob bei der geringen Dicke ausreichende Laufzeitdifferenzen festgestellt werden können.
- Beim Erhitzen und Aufschmelzen des Materials ändert sich die Dichte der betrachteten Materialien. Zusätzlich fließt die Schmelze und wird teilweise aus der Fügezone herausgepresst, wodurch sich die Dicke der Fügezone ändert. Die Daten der Fügewegsensoren könnten verwendet werden, um die Dickeänderungen aufgrund des Schmelzefflusses herauszurechnen.
- Der Übergang zwischen Druckstück und Organoblech sowie im unaufgeschmolzenen Zustand zwischen Organoblech und SE findet ohne Koppelmittel an Luft statt. Dies ist ein großes Hindernis für die Einkopplung des Schalls.
- Die Druckstücke sind beheizt (derzeit auf 160°C) – die Schallsender und -empfänger müssen also ausreichend temperaturbeständig sein.

Wenn die Güte der Messungen aus Unterabschnitt 4.3 nicht ausreicht, um Temperaturentscheidungen zu treffen, so ist zu prüfen, ob eine Messung in Transmission bessere Ergebnisse liefert.

Auch die Anpassung der Frequenz an den vorliegenden Aufbau kann zur Optimierung der Temperaturmessung beitragen.

Nach [7] gilt für die Nachweisgrenze von Defekten d_{\min} :

$$d_{\min} = (0,2 \dots 0,5) \cdot \lambda \quad (22)$$

Bei einer Schallgeschwindigkeit von $c \approx 3300 \frac{\text{m}}{\text{s}}$ für Composites ergibt sich mit dem Faktor 0,5 und der nachzuweisenden Dicke $d_{\min} = 0,4 \text{ mm}$:

$$f = \frac{c}{\lambda} = 3300 \frac{\text{m}}{\text{s}} \cdot \frac{0,5}{0,4 \text{ mm}} = 4,125 \text{ MHz}$$

Da mit derart hohen Frequenzen ein ausreichend tiefes Eindringen ins Material jedoch kaum möglich ist, muss vermutlich eine geringere Frequenz gewählt werden. Dann sind möglicherweise nur Änderungen in der Dämpfung der Intensität des Echos detektierbar und eine feine Auflösung der Fügezone ist nicht möglich.

Falls die Messung mit einem kommerziell erhältlichen Ultraschallprüfkopf gute Ergebnisse liefert, kann die Integration einfacher Sensoren aus Piezokeramik getestet werden.

Ist die punktweise Temperaturbestimmung erfolgreich, so können zur Ortsauflösung folgende Konzepte getestet werden:

- Verwendung von Array-Prüfköpfen (phased / linear)
- Verwendung mehrerer einzelner Sensoren
- Bei Messung in Transmission: Nutzung weniger Aktoren und mehrerer Empfänger

6 Optimierung der elektrischen Kontaktierung der Schweißleiter

Die Realisierung einer guten Stromeinkopplung in den Schweißleiter ist eine grundlegende Voraussetzung für das elektrische Widerstandsschweißen. Ziel ist ein möglichst homogener, möglichst geringer elektrischer Widerstand, der möglichst wenig von den verwendeten Prozessparametern abhängt.

6.1 Gründe für die Notwendigkeit einer Optimierung

Laut Ageorges ([12] S. 33) ist die Qualität des elektrischen Kontaktes zwischen Kupferkontaktierung und den Kohlefaserrovings im Schweißleiter ein schwer zu kontrollierender Parameter, der zu einer Streuung in der Qualität der Fügeverbindung führen kann.

Ziele müssen daher sein:

- Etablierung eines wiederholbaren homogenen Prozesses
- Vermeidung von Überhitzungen im Kontaktierungsbereich aufgrund eines hohen Übergangswiderstandes
- Verringerung der Druckabhängigkeit der Kontaktierung
- Verbesserung der Aussagen der $R(T)$ -Korrelation (siehe *Prozessregelung*)
- Verringerung des Einflusses einer ungleichmäßigen Kontaktierung

6.2 Konzepte zur Optimierung

Ageorges führt in [12] S.33 folgende Ansätze zur Optimierung der Kontaktierung von Kohlefaser-Schweißleitern auf:

- direktes Einklemmen des Prepregs
- Klemmen auf freigelegten Fasern
- Prepreg in flüssiges Metallbad getaucht (Woodsche Legierung)
- Klemmen auf eine (Metall-)Legierung mit niedrigem Schmelzpunkt, die auf die freigelegten Fasern gepresst ist
- Klemmen auf die freigelegten Fasern, die mit einem silberhaltigen Epoxy oder einer anderen leitfähigen Farbe beschichtet sind
- Klemmen auf leitfähige Streifen, die mittels Ultraschallschweißen am Schweißleiter angebracht sind

Ageorges führt aus, dass das direkte Einklemmen des Prepregs zu sehr schlechten Ergebnissen in Form ungleichmäßiger Erhitzung führt. Die Methode, die Kontakte an die freigelegten Fasern anzulegen führt zu einer effizienten Einleitung des Stroms, jedoch ist

der elektrische Kontakt nicht perfekt und der Widerstand erhöht sich um 8% des Widerstandes des Schweißleiters.

Am ZLP wurde die direkte Kontaktierung der Fasern zwar getestet, jedoch ist die Entfernung der Matrix ein sehr aufwändiger Prozess, der schwer reproduzierbar gestaltet werden kann.

6.2.1 Perforierung des Schweißleiters

Ein wichtiger Schritt, der zu einem deutlich geringeren und homogenen elektrischen Widerstand führt als die direkte Kontaktierung des unvorbereiteten Schweißleiters, ist die Perforierung des Schweißleiters im Kontaktierungsbereich. Diese Perforierung ist mit sehr geringem Aufwand durchführbar und verbessert das Einkoppeln des Stroms in die Fasern. Abbildung 6.1 stellt die Ergebnisse zweier Versuchsreihen dar: Zum einen (oben dargestellt) wurden Schweißleiter mit den Maßen $160\text{ mm} \times 25\text{ mm}$ präpariert, indem die Schnittkanten im Kontaktierungsbereich mit isolierendem Kaptonband abgeklebt wurden, sodass kein Einkoppeln des Stromes in die Schnittkanten zu erwarten war. Anschließend wurden die Schweißleiter bei Raumtemperatur mit 100mm freier Länge bei einer Raumtemperatur von ca. $22,5^\circ\text{C}$ in den Schweißstand eingespannt und mit 0,1 A bestromt. Aus der Messung der Stromstärke und der abfallenden Spannung wurde der Widerstand ermittelt. Der über die Zeit gemittelte Widerstand ist pro Versuch angetragen. Die Schweißleiter wurden einmal unperforiert durchgemessen, anschließend mit einer Nähmaschine im Zickzackstich mit dem Stichmuster L1W4, also 1 mm Lochabstand und 4 Löcher über der Breite, perforiert und erneut gemessen. Es zeigt sich eine klare Verringerung der Streuung der Widerstände durch die Perforierung sowie eine Reduktion des mittleren Widerstandes von $5,2\,\Omega$ auf $1,6\,\Omega$.

In einer weiteren Versuchsreihe (unten dargestellt) wurden Schweißleiter mit den Maßen $120\text{ mm} \times 25\text{ mm}$ vorbereitet: Ein Schweißleiter wurde im Kontaktierungsbereich perforiert, der andere nicht. Es wurden keine Schnittkanten abgeklebt. Der Kontaktierungsdruck wurde schrittweise von 5 bar bis 1 bar reduziert. Die mittleren Widerstände wurden analog zum vorhergehenden Versuch ermittelt. Auch hier zeigt sich eine deutliche Überlegenheit der perforierten Kontaktierung: Der Widerstand ist geringer, der Einfluss der

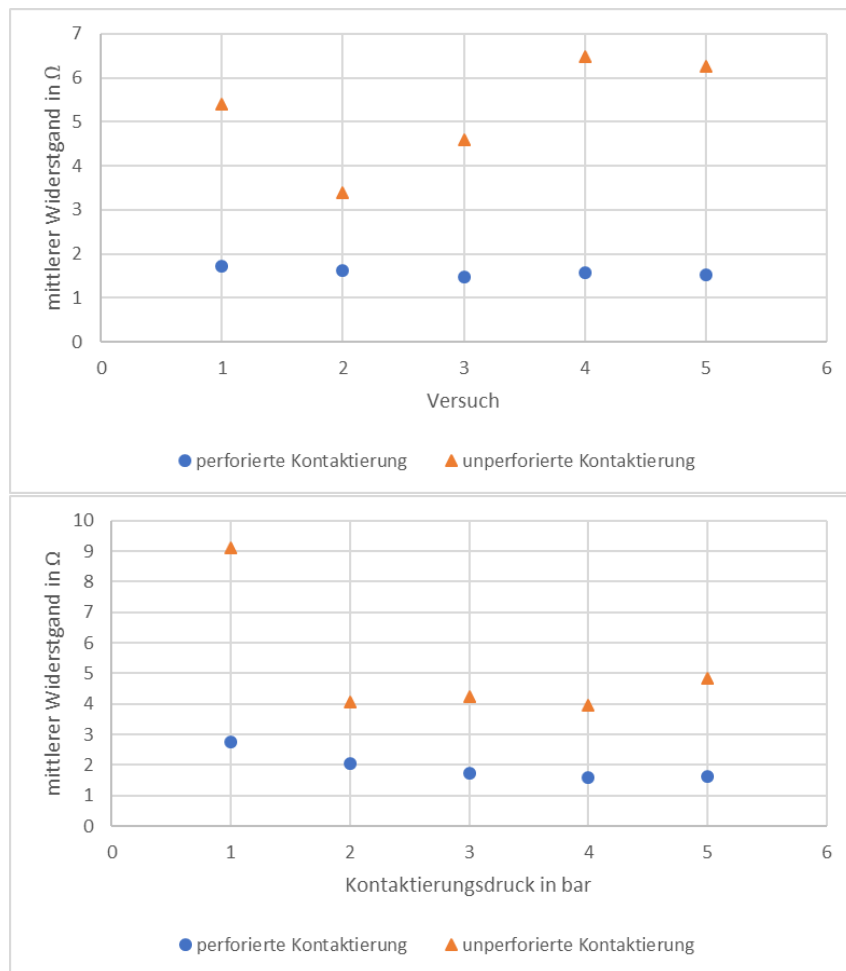


Abbildung 6.1: Die obere Grafik zeigt die mittleren Widerstände bei Raumtemperatur (RT) von 5 unterschiedlichen perforierten und unperforierten Schweißleitern. Die untere Grafik zeigt die mittleren Widerstände bei RT jeweils eines Schweißleiters bei schrittweiser Reduktion des Kontaktierungsdruckes.

Druckreduzierung und die Streuung der Widerstände sind kleiner.

Zahlreiche Schweißversuche mit perforierten Schweißleitern bestätigen die Eignung dieser Art der Kontaktierung für ein hochqualitatives und reproduzierbares Schweißergebnis.

6.2.2 Aufkonsolidierung von Metall-Gewebe

Der Abstand der Löcher bei der Perforierung entspricht in etwa dem Abstand der Rovings im Schweißleiter. Somit ist pro Roving durchschnittlich ein Loch vorhanden, wodurch die Fasern freigelegt werden. Die Kontaktierung beschränkt sich hier also auf eine sehr kleine Fläche, ein direkter Kontakt zur Faser kann nicht sichergestellt werden. Auf der Suche nach einer großflächigen Kontaktierung, bei der möglichst alle Fasern erreicht werden, wurde mit der Aufkonsolidierung eines Kupfer-Gewebes experimentiert. Dazu wurde ein

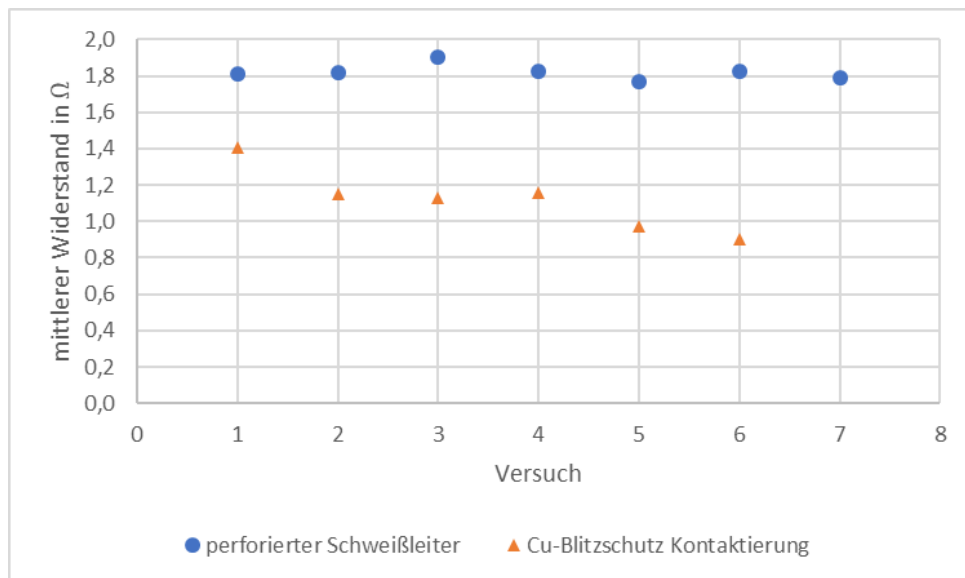


Abbildung 6.2: Vergleich des mittleren Widerstandes von perforierten Schweißleitern mit Schweißleitern, bei denen Kupfer-Gewebe auf die Kontaktierungsflächen konsolidiert wurde, bei Raumtemperatur

Blitzschutzgewebe (nach AIMS 05-30-007, IPS 05-30-007-02) mit einem beheizten Stempel auf die Kontaktierungsbereiche konsolidiert. Ein erster Vergleich dieser Art (siehe Abbildung 6.2) der Kontaktierung mit der perforierten Kontaktierung zeigt einen deutlich geringeren Widerstand – es lässt sich jedoch eine höhere Streuung erkennen. Verglichen wurden perforierte Schweißleiter mit den Maßen 260 mm × 45 mm, die auf 200 mm freie Länge in den Schweißstand eingespannt wurden und Schweißleiter mit gleichen Abmessungen, die im Kontaktierungsbereich mit Kupfer-Blitzschutz versehen wurden. Allerdings waren diese Schweißleiter bereits für Versuche verwendet worden und mit den Organo-blechen verschweißt. Eine Erklärung für die große Streuung des mittleren Widerstandes ist die Tatsache, dass unterschiedlich viel isolierendes Matrixmaterial über die Kupferkontaktierung gelaufen ist und somit bei manchen Proben der elektrische Kontakt über eine kleinere Fläche erfolgt. Ziel bei der Präparation der Schweißleiter muss also sein, möglichst keine Matrix über die Kontaktierungsfläche zu drücken.

In Abbildung 6.3 sind die verschiedenen Kontaktierungsvarianten abgebildet.

Zur Verbesserung der Aufkonsolidierung wurde versucht, das Cu-Gewebe mittels Ultraschall auf die Schweißleiter zu konsolidieren. Ein Aufkonsolidieren mittels Hand-Sonotrode war nicht möglich, daher wurde ein US-Schweiß-Endeffektor an einem Kuka-Roboter verwendet. Die vorhandene flächige Sonotrode kann eine Rechteckfläche von 25 mm × 11 mm verschweißen. In dieser Größe wurden also Kupfer-Gewebestücke auf die Kontaktierungs-

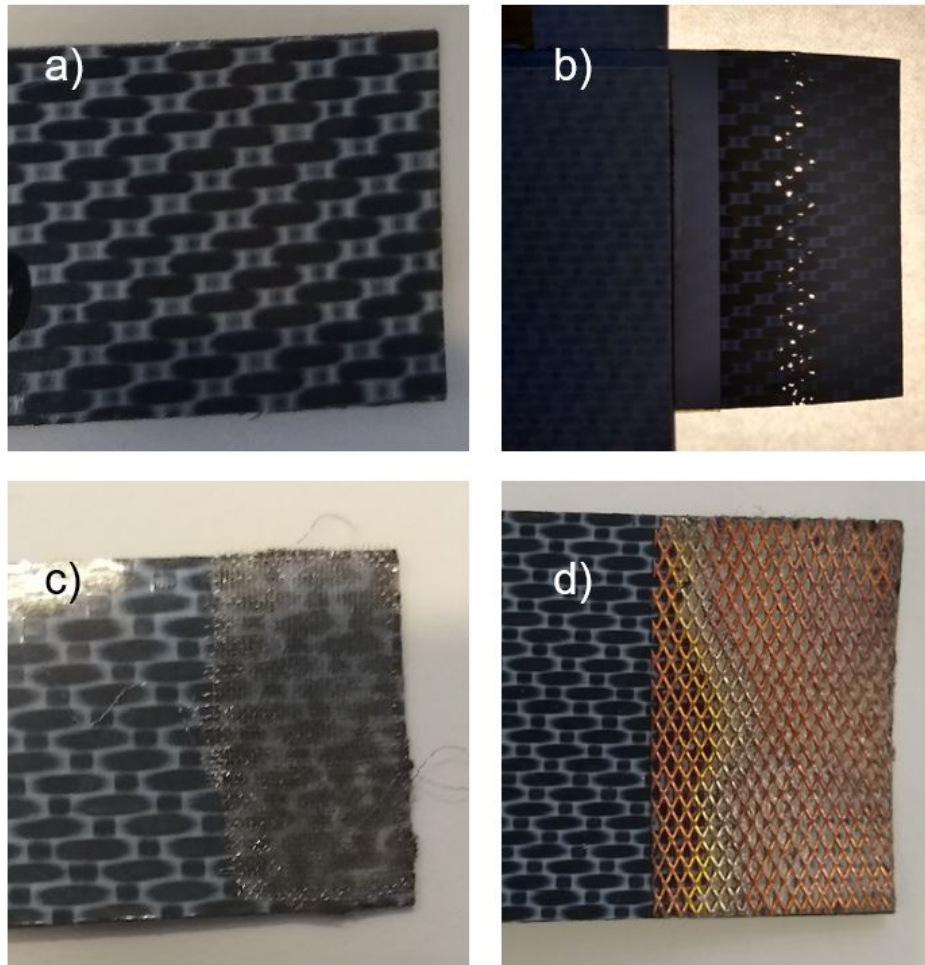


Abbildung 6.3: *Abbildung der betrachteten Kontaktierungen. a) Lieferzustand/unvorbereitet; b) perforiert; c) Edelstahlgewebe; d) Kupfergewebe*

bereiche von Schweißelementen der Abmessungen $120\text{ mm} \times 25\text{ mm}$ aufkonsolidiert. Mit der gleichen Technik wurde auch ein Edelstahl-Mesh aufkonsolidiert, das sich durch einen geringeren Preis und ein deutlich besseres Handling auszeichnet. Anschließend wurden vergleichend Schweißelemente ohne Vorbereitung, mit Perforation, mit Cu-Mesh und mit Edelstahl-Mesh in der Kontaktierung bei 100 mm freier Länge bei Raumtemperatur in den Schweißstand eingespannt und jeweils der mittlere Widerstand bestimmt.

Die Ergebnisse (siehe Abbildung 6.4) zeigen eine signifikante Reduktion des Widerstandes durch die aufkonsolidierten Metallgewebe. Auch die Streuung des mittleren Widerstandes ist deutlich geringer als bei der perforierten und unvorbereiteten Kontaktierung. Die großen Schwankungen zwischen den mittleren Widerständen bei perforierter und unvorbereiteter Kontaktierung lassen sich dadurch erklären, dass die Kontaktierungsfläche bei den Versuchen pro Seite nur etwa 10 mm beträgt und somit nicht gewährleistet ist, dass die Perforation voll auf den Kontaktierungsklötzen aufliegt. Es ist also zu erwarten, dass

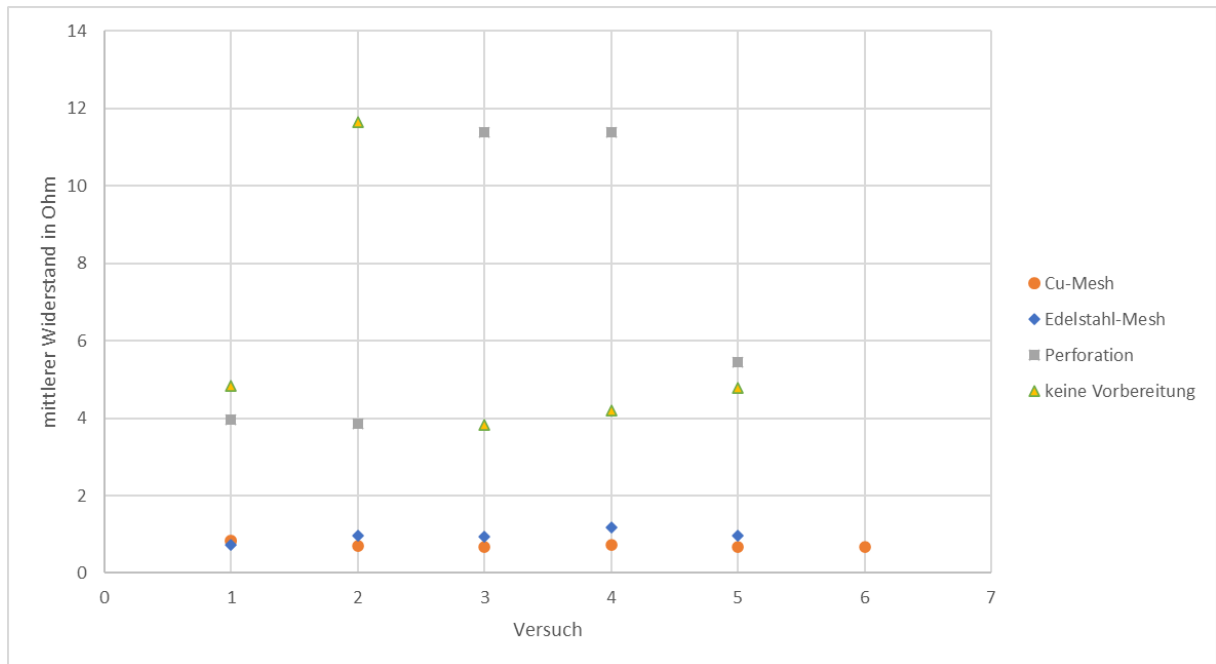


Abbildung 6.4: Vergleich des mittleren Widerstands bei unterschiedlichen Kontaktierungsvorbereitungen

die Einkopplung in die Schnittkante eine größere Rolle spielt. Dieser Mechanismus unterscheidet sich für die beiden Arten der Präparation nicht.

Das Edelstahlgewebe steht dem Kupfergewebe in seiner Verbesserung des Übergangswiderstandes kaum nach und lässt sich wesentlich besser verarbeiten, da das Edelstahlgewebe aus verwobenen Drähten besteht, während der Kupfer-Blitzschutz durch Perforation und anschließende Expansion hergestellt wird. Im Folgenden wird also nur die Kontaktierung mit Edelstahlgewebe weiter betrachtet.

Um signifikante Ergebnisse mit einer ausreichenden Anzahl an Versuchen zu generieren, werden in einer weiteren Versuchsreihe drei verschiedene Kontaktierungsvarianten verglichen: Die unvorbereitete Kontaktierung, die perforierte Kontaktierung und die Kontaktierung mit aufkonsolidiertem Edelstahlgewebe (VA). Es werden je fünf Schweißleiter der Abmessungen $120 \text{ mm} \times 25 \text{ mm}$ bei drei verschiedenen Stromstärken (0,1 A; 0,2 A; 0,3 A) mit je 90 mm freier Länge eingespannt und für 20 s bestromt. Beim verwendeten Edelstahlgewebe handelt es sich um ein glattes Quadratmaschengewebe der Firma Spörl aus nichtrostendem Stahl DIN 1.4301/AISI 304 mit einer Maschenweite von 0,300 mm und einem Drahtdurchmesser von 0,065 mm. Der mittlere Widerstand der Schweißleiter wird jeweils ermittelt und verglichen. Der Messstrom wird variiert, um den Einfluss unterschiedlicher Spannungen/Ströme auf den Widerstand bei den verschiedenen Kontak-

tierungsvarianten zu bewerten. Siehe dazu Abbildung 6.5 und Abbildung 6.6.

Die Messreihen zeigen sehr deutlich, dass der mittlere Widerstand bei der VA-Kontaktierung durchgehend deutlich niedriger ist, als bei den anderen Kontaktierungsvarianten.

Der geringere Widerstand sorgt für eine geringere Erwärmung im Kontaktierungsbereich, was zu einer Reduktion des Randeffektes (engl.: edge effect), also der Überhitzung zwischen Kontaktierung und Schweißzone, beitragen kann. Die weitgehende Unabhängigkeit vom Kontaktierungsdruck ermöglicht eine Kontaktierung beim Schweißprozess mit deutlich geringerem Gegendruck, was an unzugänglichen Positionen vorteilhaft ist. Weiterhin ist eine deutlich geringere Streuung des mittleren Widerstandes zu beobachten. Aussagen, in denen der Widerstand eine Rolle spielt, können also mit viel größerer Sicherheit und Homogenität getätigt werden, als bei den anderen Kontaktierungsvarianten. Abbildung 6.6 zeigt weiterhin für die VA-Kontaktierung eine weitgehende Unabhängigkeit des Widerstandes vom Messstrom, als bei den anderen Varianten.

Die obigen Beobachtungen ergeben klar, dass die Kontaktierung mit aufkonsolidiertem VA-Gewebe den anderen Kontaktierungsvarianten deutlich überlegen ist. Im nächsten Schritt stehen Schweißversuche mit Schweißleitern aus, die mit einer VA-Kontaktierung vorbereitet sind. Diese sind mit Schweißversuchen mit anderen Kontaktierungen zu vergleichen.

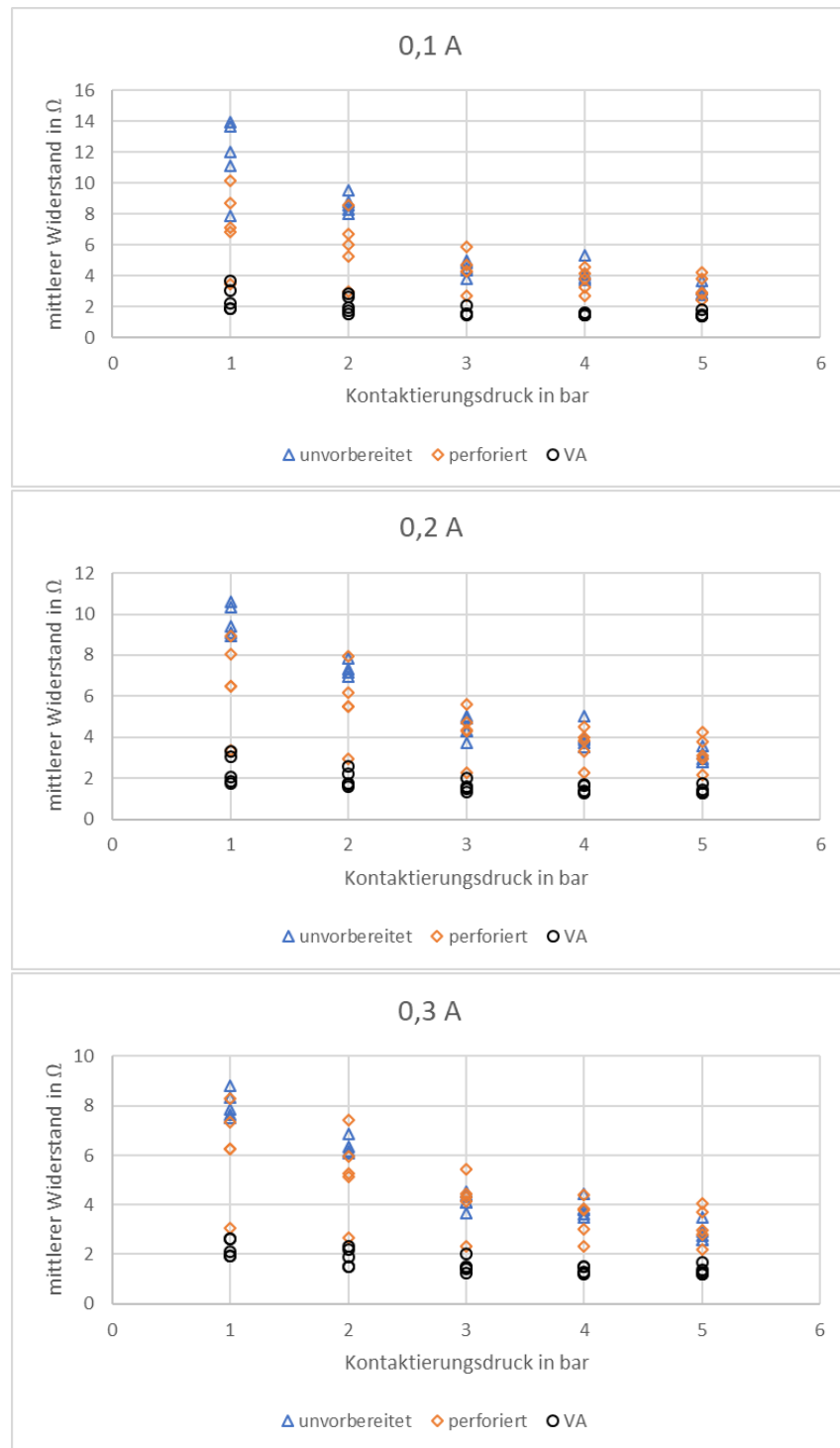


Abbildung 6.5: Vergleich des mittleren Widerstandes von Schweißleitern verschiedener Kontaktierung mit den Abmessungen 120 mm×25 mm bei 90 mm freier Länge bei unterschiedlichen Kontaktierungsdrücken und unterschiedlichen Messströmen

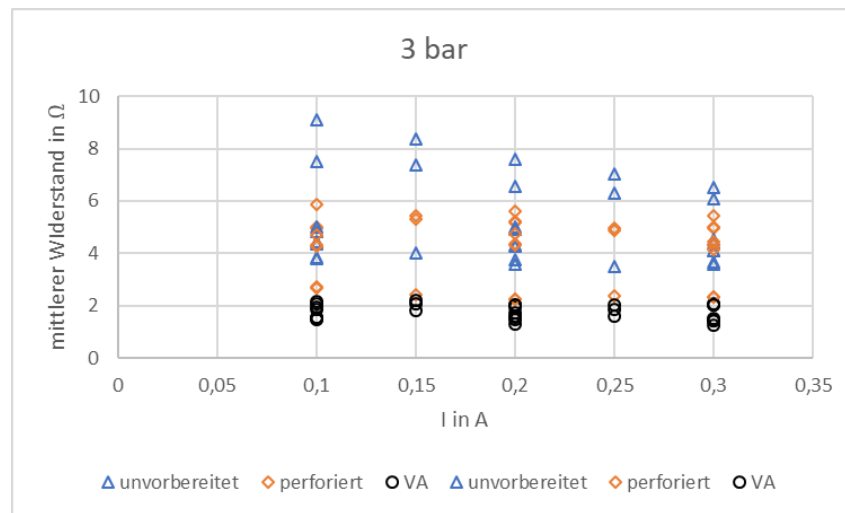


Abbildung 6.6: Vergleich des mittleren Widerstandes von Schweißleitern verschiedener Kontaktierung mit den Abmessungen 120 mm × 25 mm bei 90 mm freier Länge bei 3 bar Kontaktierungsdruck und unterschiedlichen Messströmen

7 Entwicklung einer Konsolidierungsstation zur Aufkonsolidierung von Edelstahlgewebe

Aufgrund der Vorteile gegenüber den anderen Kontaktierungsvarianten werden im Folgenden Vorschläge zur Entwicklung einer Konsolidierungsstation gemacht, die zur effizienten und reproduzierbaren Aufkonsolidierung des Edelstahlgewebes auf die Kontaktierungsflächen der Schweißleiter genutzt werden kann.

Zum Aufkonsolidieren des Edelstahlgewebes auf die Schweißleiter wurden drei mögliche Verfahren identifiziert: Das Gewebe kann mit einem beheizten Stempel, mittels Ultraschallschweißgerät oder durch Direktbestromung aufkonsolidiert werden.

Die beste Reproduzierbarkeit und die geringsten Taktzeiten erreicht man durch die Verwendung eines robotergeführten Ultraschall-Schweiß-Endeffektors. Man benötigt dafür einen leistungsfähigen Ultraschallgenerator und eine zur gewünschten Kontaktierungsfläche passende Sonotrode. Den Roboter kann man auch durch eine Vorrichtung mit Linearführung ersetzen.

Die Aufkonsolidierung mittels Direktbestromung benötigt kaum neue Hardware – es kann das gleiche Netzteil genutzt werden wie für das Schweißen. Die Prozesszeit ist im Vergleich zum Ultraschallverfahren lang und die sukzessive Kontaktierung der Edelstahlgewebeleiter für die einzelnen Kontaktierungsflächen ist aufwändig.

Bei Verwendung eines beheizten Stempels dauert der Prozess recht lang. Es ist kaum

möglich, ein vollständiges Aufschmelzen des Schweißleiters zu vermeiden und lediglich das Edelstahlgewebe in den Leiter einzuprägen.

Zunächst wird die Konsolidierungsstation für CF-Schweißleiterdimensionen ausgelegt, die im Folgeprojekt, dem Multifunctional Fuselage Demonstrator (MFFD) zur Anwendung kommen. Dabei handelt es sich um folgende Maße: Länge: 83 mm bzw. 90 mm bei einer Breite von 25 mm

Folgende Anforderungen werden an die Konsolidierungsstation gestellt:

- Gewährleistung der Bediensicherheit
- Erzeugung reproduzierbarer homogener Aufkonsolidierungen
- Anpassbarkeit an unterschiedliche Breiten der CF-Schweißleiter
- Anpassbarkeit an unterschiedliche Breiten der Edelstahl-Gewebe

Wünsche an die Konsolidierungsstation:

- leichte Bedienbarkeit
- kurze Taktzeiten
- aufwandsoptimierter Integrationsprozess

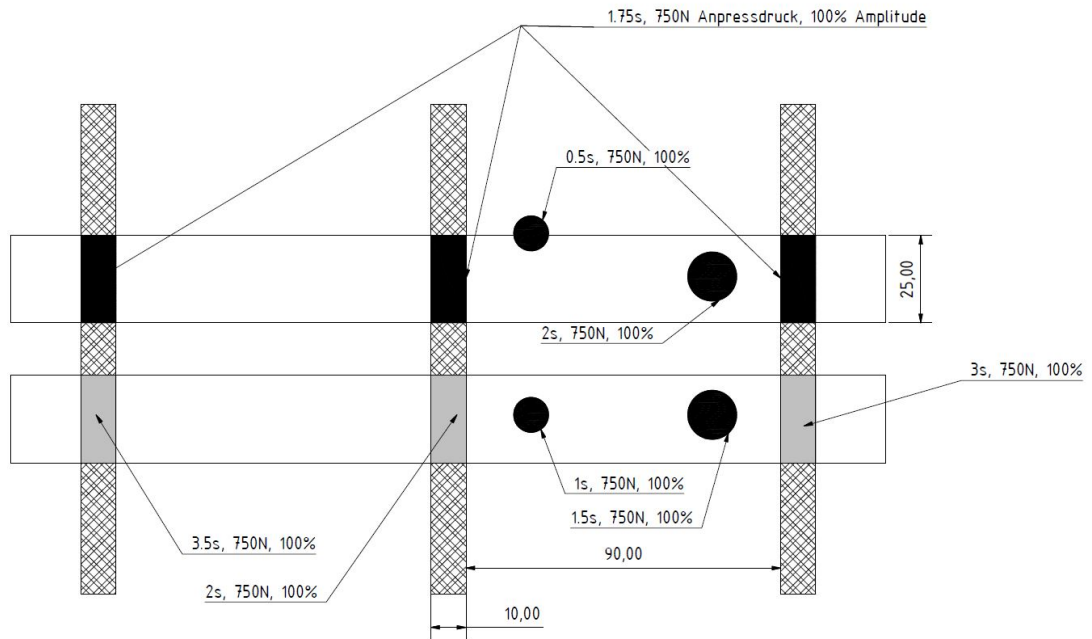
7.1 Aufkonsolidierung von Edelstahlgewebe mittels Ultraschall

Am ZLP ist ein robotergeführter Ultraschall-Schweiß-Endeffektor mit verschiedenen Sonotroden vorhanden. Für Vorversuche kommen eine ballige Sonotrode mit Durchmesser 25 mm sowie eine rechteckige Sonotrode mit einer ebenen Kontaktfläche von 24 mm × 11 mm zum Einsatz. Für die Aufkonsolidierung des Edelstahlgewebes auf den CF-PPS-Schweißleiter mit der rechteckigen Sonotrode wird im Rahmen einer kurzen Parameterstudie das gut funktionierende Setting 100% Amplitude bei 750 N Anpressdruck für 1,75 s ermittelt. Die in den in 6.2.2 verwendeten Schweißleiter wurden mit diesem Setting hergestellt.

Zur Herstellung vieler Schweißleiter in kurzer Zeit wird in einem weiteren Vorversuch das Einlegen mehrerer Schweißleiter getestet. Das Ziel ist es, Edelstahlgewebe sukzessive auf mehrere Kontaktierungsflächen aufzukonsolidieren und auch die Glasisolationslagen automatisiert an den Schweißleiter zu heften. Aus Effizienzgründen werden lange CF-Schweißleiter eingelegt und mit einem einzigen Konsolidierungsvorgang jeweils eine

doppelte Kontaktierungsfläche geheftet, die in einem nachgelagerten Prozessschritt in der Mitte zerschnitten wird. Dazu werden die Streifen CF-Schweißleiter und Edelstahlgewebestreifen in eine Form eingelegt und festgeklemmt. Der Aufbau des Vorversuches ist in Abbildung 7.1 dargestellt. Mit diesem Aufbau können vier Schweißleiter in kurzer Zeit präpariert werden. Das Einlegen der Edelstahl-Gewebestreifen wäre leichter möglich, wenn zuerst das Metallgewebe und anschließend der CF-Schweißleiter eingelegt würden und dann das Metallgewebe durch den CF-Streifen aufkonsolidiert werden kann. Dies wird mit verschiedenen Parametern getestet.

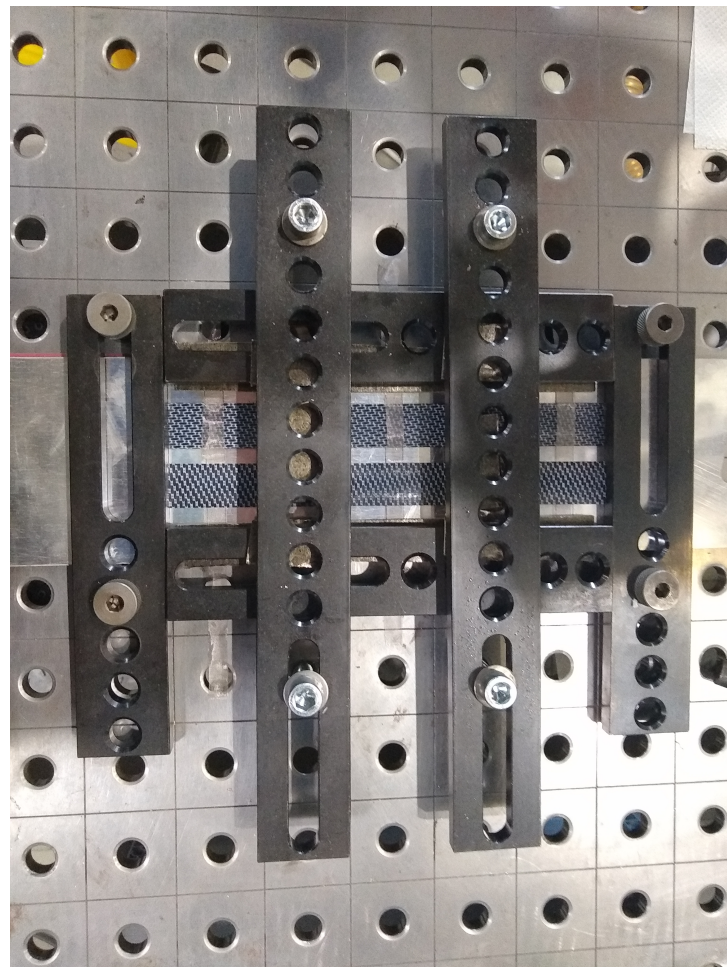
Im Versuch fährt der Roboter zunächst die Positionen an, in denen sich CF und VA überlappen und konsolidiert die Materialien jeweils mit den in Abbildung 7.1 eingezeichneten Einstellungen. Anschließend werden einseitig in der Breite zugeschnittene Glasisolationslagen unter und über die CF-VA-Lage eingelegt und mit der balligen Sonotrode wird versucht, diese auf einmal durch den Schweißleiter hindurch zu heften – möglichst ohne den CF-Leiter zu beschädigen, die Glaslage zu verbrennen oder die Isolationswirkung des Glasgewebes zu beeinträchtigen.



Edelstahl-Gewebe



Konsolidierung mit balliger Sonotrode (Ø25mm)

Konsolidierung mit flächiger Sonotrode (24mm x 11mm),
Edelstahl über CF-SchweißleiterKonsolidierung mit flächiger Sonotrode (24mm x 11mm),
Edelstahl unter CF-Schweißleiter

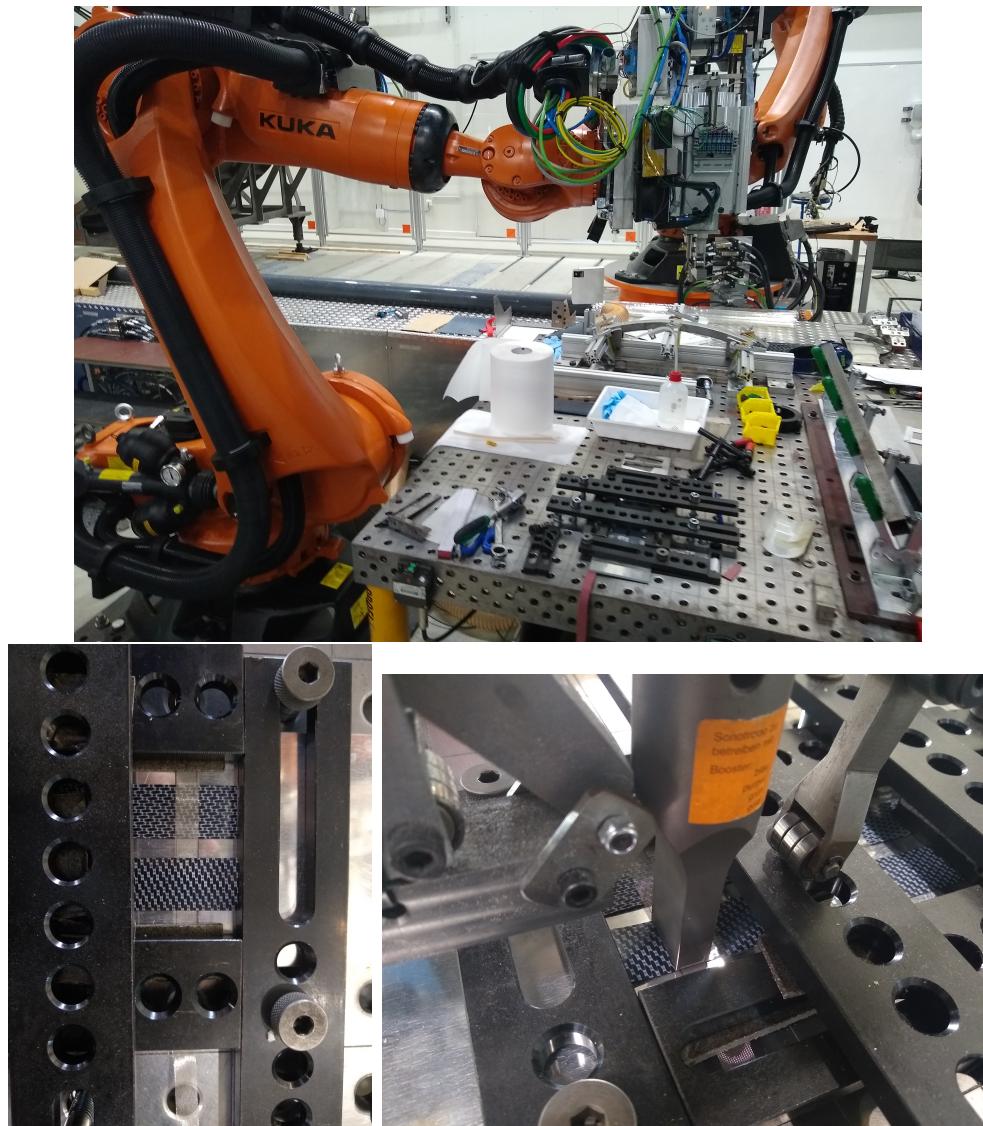


Abbildung 7.1: Aufbau und Durchführung des Vorversuches zur Aufkonsolidierung von Edelstahlgewebe auf den Kontaktierungsbereich von CF-Schweißleitern mittels Ultraschall

Das Ergebnis des Vorversuches ist in Abbildung 7.2 dargestellt.

Der Vorversuch ergibt folgende Erkenntnisse:

- Eine Aufkonsolidierung des Edelstahlgewebes durch das CF-Element hindurch ist mit dem aktuellen Versuchsaufbau und den getesteten Parametern nicht möglich.
- Ein Aufkonsolidieren des Edelstahlgewebes von oben auf das CF-Element funktioniert mit den gewählten Parametern reproduzierbar, vollflächig und homogen.
- Das Aufspannen und sequenzielle Konsolidieren mehrerer Kontaktierungsflächen mit dem Roboter funktioniert wie geplant.
- Das Heften der Glaslagen mit der balligen Sonotrode funktioniert – alle eingebrachten Energien im Test waren noch zu groß, was sich durch ein starkes recht großflä-

chiges Aufschmelzen der Glasisolationen zeigt. Die Konsolidierung auf Vorder- und Rückseite war jedoch gut. Im nächsten Schritt sollte das Aufkonsolidieren am Rand des Schweißleiters mit deutlich weniger Druck und kürzerer Zeit getestet werden.

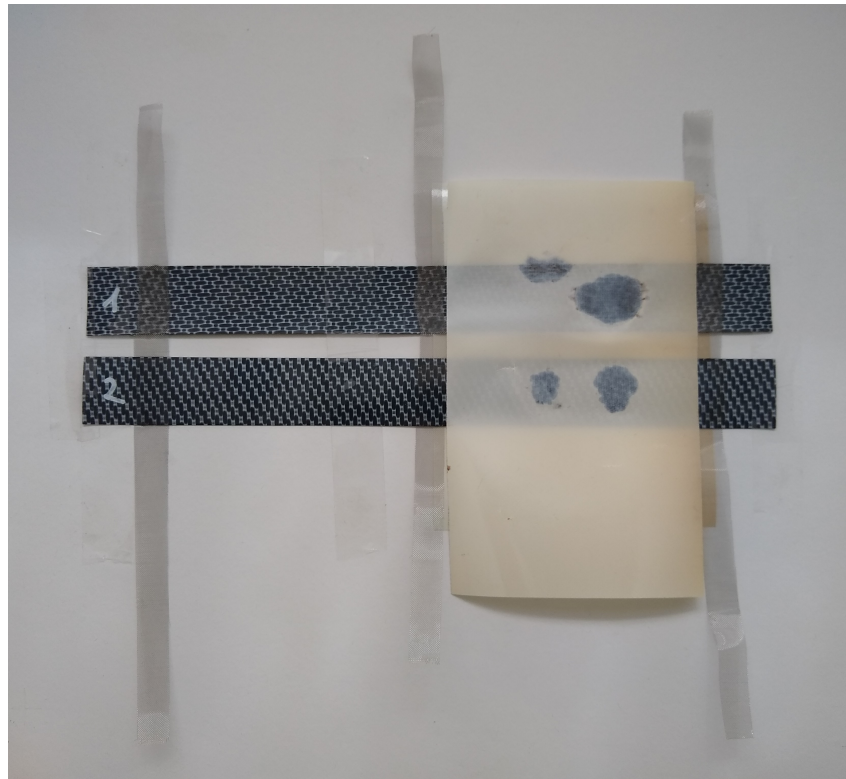


Abbildung 7.2: *Ergebnis des Vorversuches zur Aufkonsolidierung von Edelstahlgewebe mittels Ultraschall-Endeffektor*

Perspektivisch kann die Aufkonsolidierung des Edelstahlgewebes auf die Kontaktierungsflächen des Schweißleiters beschleunigt und vereinfacht werden, indem ein Vakuumtisch verwendet wird, auf den die Schweißleiter und im zweiten Schritt die Glaslagen aufgelegt und durch Unterdruck an entsprechenden Kanälen festgehalten werden. Da der Unterdruck zu schwach für eine sichere Befestigung der Materialien beim Konsolidierungsvorgang ist, können mit Haltevorrichtungen alle Halbzeuge geklemmt werden.

Im ersten Schritt werden die CF-Schweißleiter und die VA-Streifen eingelegt. Es bietet sich an, diese von Rollen am Rand des Tisches abzuwickeln. Anschließend klemmt eine Haltevorrichtung die Halbzeuge zwischen den Kontaktierungsflächen und der Roboter konsolidiert alle überlappenden Flächen.

Im nächsten Schritt wird die Haltevorrichtung entfernt, die unteren Glasfasergewebestreifen eingelegt und mittels Unterdruck festgehalten, die Schweißleiter mit den Edelstahlgewebestreifen aufgelegt und anschließend die obere Glasisolation eingelegt. Die Glasisolati-

on und die Schweißleiter werden jetzt mit einer weiteren Haltevorrichtung festgeklemmt, die auf den Kontakierungsflächen und zwischen den Schweißleitern klemmt.

Eine Vorspannung aller eingelegten Halbzeuge ist mittels Kniehebelspannern möglich.

7.2 Aufkonsolidierung von Edelstahl mittels Direktbestromung

Die Verwendung eines Ultraschall-Schweißgerätes zur Aufkonsolidierung der Metallgewebe ist recht aufwändig: Es muss ein leistungsfähiger Ultraschallgenerator vorhanden sein, die Fläche der Sonotrode muss der zu kontaktierenden Fläche entsprechen, und es ist eine Vorrichtung nötig, die die Sonotrode auf den Schweißleiter presst.

Als Alternative wird die Aufkonsolidierung des Gewebes mittels elektrischem Strom geprüft. Diese Methode hat den Vorteil, dass das für den späteren Schweißprozess vorhandene Netzteil auch zur Aufkonsolidierung des Metallgewebes verwendet werden kann. Es werden also außer dem Schweißnetzteil und einer kleinen Konsolidierungsstation mit elektrischen Kontakten, einer Druckaufbringung und einem beheizten Druckstück keine zusätzlichen Gerätschaften benötigt.

Zunächst wurden je ein Kupfer- und ein Edelstahlgewebestreifen mit 100 mm freier Länge an Luft kontaktiert und bestromt. Beim Kupfergewebe zeigte sich bis zu einer Stromstärke von 60 A keine nennenswerte Erwärmung (mit Infrarotthermometer und Wärmebildkamera überprüft), das Edelstahlgewebe fing bereits bei 7 A zu glühen an. Zur Aufkonsolidierung mittels Bestromung eignet sich also nur das Edelstahlgewebe.

In einer Versuchsreihe wurde eine Parameterstudie zur Aufkonsolidierung von VA-Gewebestreifen auf CF-Schweißleiter mit 60 mm Breite durchgeführt. Dazu wurde ein Schweißleiter mit 60 mm Breite in den Schweißstand eingelegt, das Edelstahlgewebe mittels Kniehebelspanner aufgespresst und kontaktiert. Thermisch und elektrisch isoliert wurde in der Fügezone mit Glimmerpapier und Kaptonband (siehe Abbildung 7.4). Variiert wurden die Stromstärke von 15 A bis 30 A, die Bestromungsdauer von 10 s bis 60 s und die Breite des Edelstahlgewebestreifens zwischen 10 mm und 20 mm. Zunächst trat bei ausreichender Schmelze über die ganze Fläche eine starke Überhitzung im Randbereich auf, die zu einer thermischen Zersetzung der Matrix in diesem Bereich führte.

Der Versuchsaufbau wurde folgendermaßen modifiziert (siehe Abbildung 7.4): Das Me-

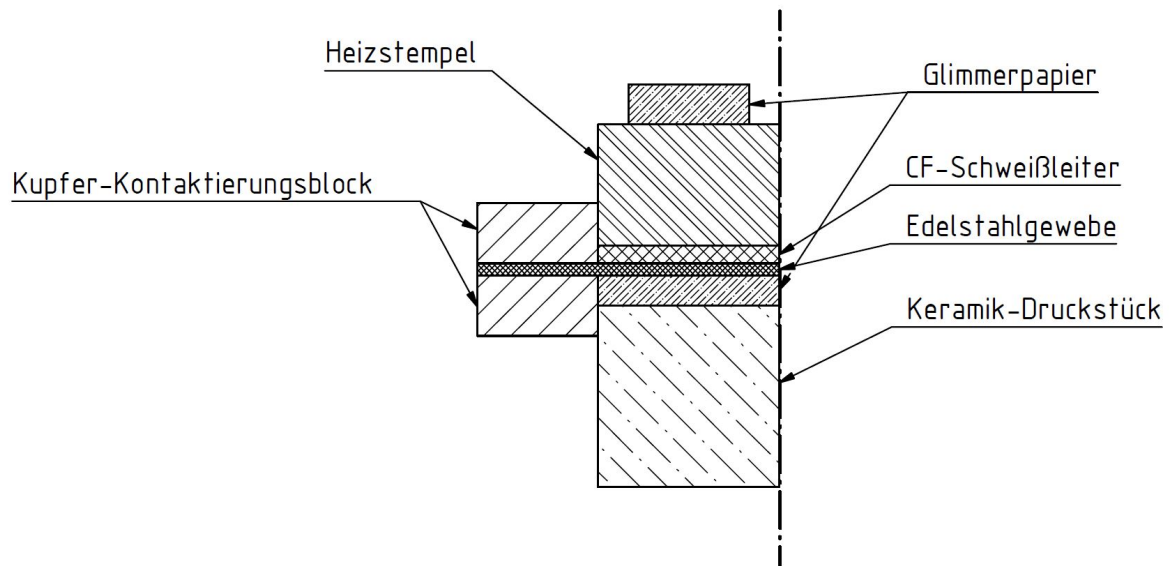


Abbildung 7.3: Aufbau Vorversuch zur Aufkonsolidierung von Edelstahlgewebe auf den CF-Schweißleiter mittels Direktbestromung (Prinzipzeichnung)

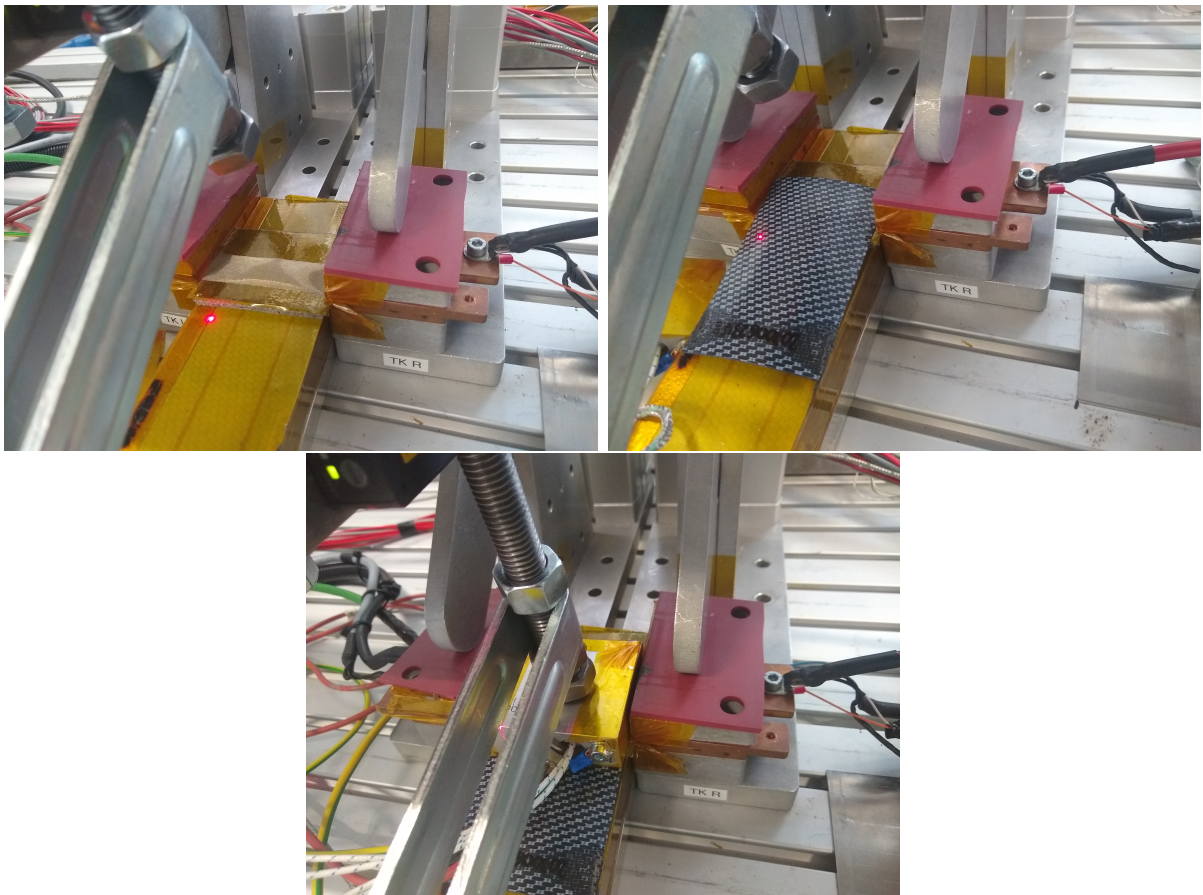


Abbildung 7.4: Realer Aufbau Vorversuch zur Aufkonsolidierung von Edelstahlgewebe auf den CF-Schweißleiter mittels Direktbestromung

tallgewebe im wurde in der Kontaktierung direkt zwischen die beiden Kupfer-Klötze geklemmt, um dort die Wärmeableitung zu erhöhen. In der Fügezone wurde nur von unten mit Glimmerpapier isoliert, von oben wurde ein auf ca. 170°C beheizter Druckstempel zur Vorheizung verwendet. Die Vorheizung sorgt dafür, dass durch die Joulesche Wärme im Edelstahlgewebe nur noch die Temperaturdifferenz zu den 280°C Schmelztemperatur überwunden werden muss und somit eine geringe Energiemenge eingebracht werden muss, was zu einer reduzierten Überhitzung im Randbereich führen sollte. Diese Parameterstudie liefert für eine Kontaktierungsfläche von 17 mm × 60 mm bei 30 A für 20 s reproduzierbar eine gute Aufkonsolidierung bei minimaler Überhitzung im Randbereich. Eine Einschnürung des konsolidierten Bereichs ist erkennbar und lässt sich mit der Wärmeableitung in Richtung des Schweißleiters erklären. Je länger das Schweißelement, desto stärker ist diese Einschnürung auf der Seite des langen Endes ausgeprägt. In Abbildung 7.5 sind Ergebnisse von mittels Direktbestromung hergestellten VA-Kontaktierungen abgebildet.

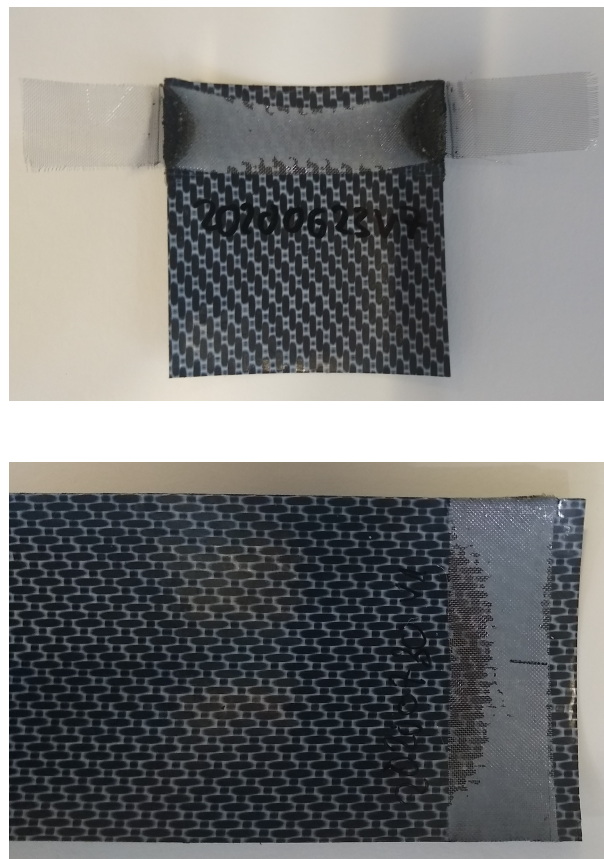


Abbildung 7.5: Ergebnisse von VA-Kontaktierungen, die mittels Direktbestromung hergestellt wurden. Im oberen Bild ist die Überhitzung im Randbereich gut zu erkennen, das unter Bild zeigt deutlich die Einschnürung des aufkonsolidierten Bereiches aufgrund von Wärmeableitung in Richtung des Schweißleiters.

Schweißversuche mit derart vorbereiteten Schweißelementen stehen noch aus, es ist jedoch davon auszugehen, dass die Einschnürungen keinen negativen Einfluss auf das Ergebnis der Schweißung haben.

Ein Vergleich des elektrischen Widerstands bei Raumtemperatur bei einer freien Länge von 130 mm und einem Kontaktierungsdruck von 5 bar ergibt für den Schweißleiter mit Edelstahlgewebe-Kontaktierung einen mittleren elektrischen Widerstand von $1,05\ \Omega$, für einen im Kontaktierungsbereich perforierten Schweißleiter $1,46\ \Omega$. Der in Abbildung 6.4 dargestellte Sachverhalt wird also auch für diese Art der Kontaktvorbereitung bestätigt. Die durchgeführten Versuche lassen sich somit als Proof-of-concept verstehen. Perspektivisch werden in den meisten Fällen kleinere Kontaktierungsflächen als in obigen Versuchen benötigt. Diese sind auf Basis der positiven Ergebnisse bei den großflächigen Aufkonsolidierungen problemlos herstellbar. Das in Unterunterabschnitt 6.2.2 beschriebene Proof-of-concept rechtfertigt die Konstruktion einer Konsolidierungsstation, mit der bei minimalem Einlegeaufwand und kurzen Taktzeiten Kontaktierungen mit aufkonsolidiertem Edelstahlgewebe realisiert werden können.

8 Entwicklung einer automatisierten Visualisierung und Auswertung der anfallenden Versuchsdaten in Matlab

Zur Auswertung anfallender Messdaten wird in Matlab eine App mit graphischer Benutzeroberfläche entwickelt.

Die Messtechnik des Schweißstandes gibt .csv-Dateien mit durchschnittlich 100.000-200.000 Einträgen aus. Die zeitliche Auflösung beträgt 0,01 s. Zu jedem Zeitpunkt werden folgende Werte gespeichert:

- Zeit in s
- Fügewegsensoren 1-3 in mm
- Drucksensoren 1-3 in bar
- Spannungswert des Netzteils in V
- Stromwert des Netzteils in A
- Stromwert über einen parallel geschalteten Shunt-Widerstand gemessen in A
- Spannung über Kontaktklemmen in Zweipunktmessung gemessen in V
- Spannung über Kontaktklemmen in Vierpunktmessung gemessen in V
- bis zu 8 unterschiedlich bestückte Kanäle mit TE-Daten in °C

Diese Daten werden bei jedem Versuch als .csv-Datei abgespeichert.

Umsetzung der Auswertungssoftware als Matlab-Skript

Die Auswertungssoftware soll folgende Funktionen erfüllen:

- Automatisierte Auswertung mehrerer Versuche
- Automatisierte Berechnung folgender Größen:
 - Leistung $P = U \cdot I$ (Aus den vom Netzteil zur Verfügung gestellten Daten)
 - Widerstand: $R = U/I$ (Aus den vom Netzteil zur Verfügung gestellten Daten)
 - gesamte eingebrachte Energie $P_{\text{ges}} = \int_t P(t)dt$

- Korrelation des Widerstandes mit der Temperatur $R(T)$ und Erstellung von Fits (linear und Thermistorgleichung)
- Mittlerer Widerstand während des Schweißprozesses (wird insbesondere zur Messung des Widerstandes von Schweißleitern bei Raumtemperatur verwendet)
- Erzeugung von Abbildungen (Plots) zu folgenden Größen: $T(t)$, $R(t)$, $p(t)$, $P(t)$, $I(t)$, $U(t)$, $R(T) + T(t)$, $R(T)$
- Wahlmöglichkeit, welche Abbildungen erzeugt werden sollen
- Benennung der Thermoelement-Kanäle
- Ausgabe folgender Ergebnisse aller Versuche in einer .txt-Datei zum Vergleich:
 - Versuchsname
 - gesamte eingebrachte Energie
 - Steigung des linearen Fit-Polynoms $R(T)$
 - Koeffizienten des Fits der Thermistorkennlinie
 - mittlerer Widerstand während der Bestromung, Standardabweichung des mittleren Widerstandes
 - mittlere Spannung während der Bestromung
 - Achsenabschnitt $R(T = 0)$
 - maximale Fügewege
 - Temperatur zu Anfang des Schweißprozesses
 - Widerstand zu Anfang des Schweißprozesses
 - eingebrachte Energie bei einer ausgewählten Temperatur
 - Widerstand bei einer ausgewählten Temperatur

Die graphische Benutzeroberfläche ist in Abbildung 8.1 dargestellt. Zunächst wird der Pfad des Ordners eingegeben, in dem die auszuwertenden Versuchsdaten abgespeichert sind. Anschließend wird ausgewählt, welche Graphen erstellt werden sollen. Im jeweiligen Reiter (beispielhaft zur Auswertung des Fügeweges in Abbildung 8.2 dargestellt) können detaillierte Einstellungen vorgenommen werden: Die variierenden Inputs können ausgewählt werden (beispielsweise: welche Thermoelemente wurden gemessen bzw. sollen ausgewertet werden), es können Vorgaben bzgl. der Verarbeitung der Daten gemacht werden, beispielsweise dass die Rohdaten des Fügeweges invertiert und der Start auf Null gesetzt werde sollen. Außerdem können die Achsen manuell oder automatisch auf bestimmte Be-

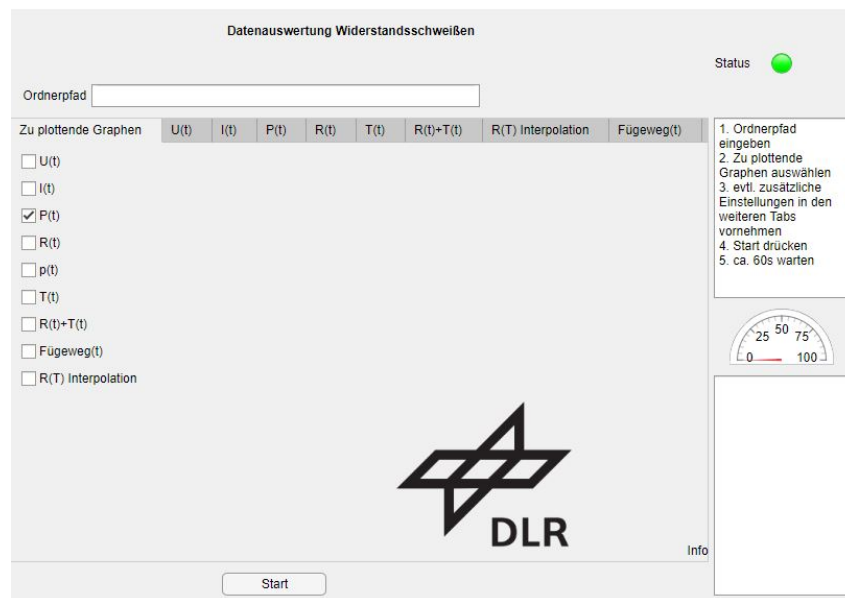


Abbildung 8.1: Benutzeroberfläche der Matlab-App zur automatisierten Auswertung der Versuchsdaten aus dem Versuchsstand

reiche eingeschränkt werden.

Nach der Betätigung des Start-Knopfes beginnt die Auswertung der Daten. Im Info-Fenster werden Informationen zum aktuellen Stand der Auswertung dargestellt, die Tacho-Anzeige zeigt den aktuellen Fortschritt in Prozent an.

Die App ist mittels MATLAB App Designer programmiert. Der gesamte Code ist im Anhang zu finden.

Der App Designer überführt die graphische Benutzeroberfläche (GUI) automatisch in Programmcode. Auf die Elemente der GUI kann im eigenen Code, der in den vom App Designer zur Verfügung gestellten Programmrahmen eingebaut wird, leicht zugegriffen werden.

Zunächst werden die gewünschten Operationen als private Funktionen in folgender Form angelegt:

```
function [y1,...,yN]=myfun(app,x1,...,xM)
```

Diese Funktion verarbeitet die Inputs x_1, \dots, x_M und gibt die Outputs y_1, \dots, y_N zurück.

Für jede Auswertung ist eine Funktion angelegt. Die erstellten Plots werden als .png-Datei mit dem Namen des jeweiligen Versuchs und der Bezeichnung der dargestellten Information abgespeichert.

Datenauswertung Widerstandsschweißen

Status ●

Ordnerpfad

Zu plottende Graphen U(t) I(t) P(t) R(t) T(t) R(t)+T(t) R(T) Interpolation Fügeweg(t)

Welche Fügewege sollen ausgegeben werden?

☒ Fügeweg1 ☒ invertierte Darstellung

☒ Fügeweg2 ☒ genullte Darstellung

☐ Fügeweg3

Plot der Temperatur

☒ kein Thermoelement

☐ TE Fügezone 1

☐ TE Fügezone 2

☐ TE Fügezone 3

☐ Automatische Einschränkung der t-Achse auf den Schweißvorgang

☐ Einschränkung der t-Achse ☐ Einschränkung der T-Achse ☐ Einschränkung FW

t min / s T min / °C FW min / mm

t max / s T max / °C FW max / mm

Info

Start

1. Ordnerpfad eingeben
2. Zu plottende Graphen auswählen
3. evtl. zusätzliche Einstellungen in den weiteren Tabs vornehmen
4. Start drücken
5. ca. 60s warten

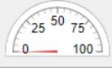


Abbildung 8.2: Menü zum Vornehmen von Einstellungen bei der Auswertung des Fügeweges

Der Code einer Funktion inklusive der Erstellung eines Plots ist beispielhaft im Folgenden dargestellt:

```
function results = plotI(app,time,T,name,r,Index1,Index2)

    fig{r,5}=figure;

    hold on

    l=1;

    if app.ITopCheckBox.Value==1
        plot(time,T(:,9))
        str{r,l}='ITop';
        l=l+1;
    end

    if app.IShuntCheckBox.Value==1
        plot(time,T(:,10))
        str{r,l}='IShunt';
    end

    title(sprintf('Stromstärke %s',name),'Interpreter', 'none')
    xlabel('time in s')
    ylabel('I in A')

    if app.AutomatischeEinschrnkungCheckBox_3.Value==1
        xlim([time(Index1)-1,time(Index2)+1])
    else
        if app.EinschrnkungdertAchseCheckBox_3.Value==1
            xlim([app.tminsSpinner_2.Value,app.tmaxsSpinner_2.Value])
        end
    end

    if app.EinschrnkungderyAchseCheckBox_3.Value==1
        ylim([app.IminASpinner.Value,app.ImaxASpinner.Value])
    end

    legend(strcat({str{r,:}}),'Location','best')

    hold off

    saveas(fig{r,5},sprintf(append(name,'I(t)',''.png')));

end
```

Für die automatische Einschränkung der Achsen auf die Bestromungsdauer des Schweißprozesses wird der Sprung in der Spannung bei Beginn und Ende des Schweißvorgangs detektiert. Dazu werden im folgenden Code die Positionen der Punkte gesucht, deren Abstand zur maximalen Temperatur T_{\max} kleiner als $0,2 \cdot T_{\max}$ ist. Da es sich um einen sehr scharfen Sprung handelt genügt eine Verschiebung um jeweils 5 Einträge, um sicher im Bereich der Bestromung zu sein. Der Fehler ist bei der Verschiebung von maximal 0,05 s vernachlässigbar gering.

```
function [Index1,Index2] = Grenzbestimmung(app,T)
    k=find(abs(T(:,8)-max(T(:,8)))<0.2*max(T(:,8)));
    Index1=min(k)+5;
    Index2=max(k)-5;
end
```

Nach dem Betätigen des „Start“-Knopfes wird ein Ausgabefenster geöffnet, die Statusanzeige auf gelb geschaltet und die Anzeige von Abbildungen deaktiviert.

Bestückung und Bezeichnungen der Thermoelementkanäle sowie die Auswahl der zu betrachtenden Größen werden abgefragt.

Der Dateipfad wird aus dem Eingabefenster der GUI übernommen und als aktiver Ordner gesetzt.

Die einzelnen Dateien werden als Tabellen in einen Cell-Array eingelesen.

Anschließend wird der Reihe nach für jede der eingelesenen Dateien eine Auswertung durchgeführt.

Zunächst werden alle Variablen, die in der Auswertungsschleife vorkommen, gelöscht.

Dann werden die Messdaten zum jeweiligen Versuch aus dem Cell-Array geholt und die Tabelle wird in ein String-Array umgewandelt. Dies ist nötig, da die Einträge mit Komma als Dezimaltrennzeichen geschrieben sind. Im nächsten Schritt wird das double-Array in der richtigen Größe mit Nullen gefüllt, dann werden die Einträge aus dem String-Array eingefügt. Dazu wird das Komma durch einen Punkt ersetzt und der Datentyp von string zu double umgewandelt.

Die Messsoftware des Schweißstandes schreibt nur so viele Spalten, wie verschiedene Datensätze aufgenommen werden. Da die MatlabApp jedoch die Möglichkeit vorsieht, bis zu acht Thermoelemente auszuwerten, werden die restlichen Spalten mit Nullen gefüllt, um

spätere Fehler und komplizierte Abfragen zu vermeiden.

Jetzt werden die gewünschten Funktionen aufgerufen – in der Regel mit if-Schleifen, die nur aktiv werden, wenn die entsprechende Option auf der GUI ausgewählt wurde.

Letztendlich werden die Plots der Auswertungsgraphen als .png-Dateien abgespeichert, die relevanten ausgewerteten Daten als Einträge in einer .txt-Ergebnisdatei. Für jede Spalte, die in die Ergebniszeile eingefügt wird, wird der Spaltenname und die pro Versuch abzuspeichernde Variable folgendermaßen angegeben:

```
colname{r,l}='Versuch';  
Ergebnisse{r,l}=name;  
l=l+1;
```

Dabei wird die Laufvariable l immer weiter hochgezählt, es werden alle Spalten, die sich in aktiven if-Schleifen befinden, dynamisch in der Ergebnisdatei hinzugefügt.

Nach der Bearbeitung aller .csv-Dateien aus dem Ordner werden die Ergebnisse zusammengefasst und in eine .txt-Datei geschrieben:

```
colnames=strcat({colname{r,:}});  
Endergebnisse=cell2table(Ergebnisse,'VariableNames',colnames);  
writetable(Endergebnisse,'Ergebnisse')
```

9 Entwicklung einer elektrisch-thermischen FE-Simulation zur Darstellung des Prozesses

Perspektivisch soll der Schweißprozess in einer Finiten Elemente (FE-)Simulation abgebildet werden. Insbesondere eine Abbildung von lokalen und richtungsabhängigen Effekten, wie beispielsweise von Überhitzungen und Unregelmäßigkeiten im Kontaktierungsbereich, würde beim Verständnis der unerwünschten Effekte und deren Vermeidung helfen.

Hier wird als Vorarbeit für eine derartige Simulation geprüft, ob realitätsnahe Vorhersagen lokaler und richtungsabhängiger Effekte mit einem bereits bestehenden FE-Modell möglich sind.

Zunächst wurden die benötigten thermodynamischen Kennzahlen berechnet. Dazu wurden folgende Annahmen getroffen:

- Ebene Platten der Abmessungen $200\text{ mm} \times 40\text{ mm}$
- freie Konvektion
- laminare Strömung
- Temperatur des ungestörten Fluids: 25°C
- Temperatur der Platte / Wandtemperatur: 300°C
- Betrachtung von Luft bei Normaldruck als reales Gas

Die Berechnung erfolgt durch folgendes Matlab-Skript:

```
TFluid=25 %C Temperatur des ungestörten Fluids
TWand=300 %C Temperatur der Wand
c=0.04 %m (Breite der Rechteckplatte)
b=0.2 %m (Länge der Rechteckplatte)
lchar=c*b/(2*(c+b));
beta=2.42257E-3 %1/K
g=9.81 %m/s^2
rho=0.854 %kg/m^3
eta=23.683E-6 %kg/(m*s)
cp=1.016E3 %J/(kg*K)
```

```

lambda=33.262E-3 %W/(m*K)

TBezug=0.5*abs(TWand-TFluid)
nu=eta/rho;
a=lambda/(rho*cp);
%Bestimmung der Rayleigh-Zahl
Ra=beta*g*lchar^3*abs(TFluid-TWand)/(a*nu);
%Bestimmung der Prandtl-Zahl
Pr=eta*cp/lambda

%Berechnung der mittleren Nusseltzahl Num(1) für Wärmeabgabe oben
Num(1)=0.766*(Ra*(1+(0.322/Pr)^(11/20))^(20/11))^(1/5)
%Berechnung der mittleren Nusseltzahl Num(2) für Wärmeabgabe unten
Num(2)=0.6*(Ra*(1+(0.492/Pr)^(9/16))^(16/9))^(1/5)
%Berechnung des mittleren Wärmeübergangskoeffizienten alpham
alpham=Num*lambda/lchar

```

Es ergeben sich folgende Wärmeübergangskoeffizienten:

- Wärmeübergangskoeffizient oben: $9,9308 \frac{\text{W}}{\text{m}^2\text{K}}$
- Wärmeübergangskoeffizient unten: $7,5492 \frac{\text{W}}{\text{m}^2\text{K}}$

Diese Werte passen gut in den erwarteten Bereich von $5 \dots 20 \frac{\text{W}}{\text{m}^2\text{K}}$. Als Emissionskoeffizient wurde 0,8 gewählt. Dieser Wert wurde dem Bericht „Carbon fiber composite characterization in adverse thermal environments“ aus dem Sandia Report 2011 entnommen.

Das bestehende FE-Modell betrachtet die CF-Materialien homogenisiert als isotropes Material. Für die hier durchgeführte Überprüfung des Modells in Ansys wird das Material definiert wie in Abbildung 9.1 dargestellt.

Properties of Outline Row 6: test isotrop				
	A	B	C	D E
1	Property	Value	Unit	
2	Material Field Variables	Table		
3	Orthotropic Thermal Conductivity			
4	Thermal Conductivity X direction	2	W m ⁻¹ C ⁻¹	
5	Thermal Conductivity Y direction	2	W m ⁻¹ C ⁻¹	
6	Thermal Conductivity Z direction	0,2	W m ⁻¹ C ⁻¹	
7	Orthotropic Resistivity			
8	Resistivity X direction	5E-05	ohm m	
9	Resistivity Y direction	5E-05	ohm m	
10	Resistivity Z direction	5E-05	ohm m	

Abbildung 9.1: Materialdefinition des Schweißleiters als isotropes Material

Um eine Vergleichbarkeit mit den experimentellen Thermographieaufnahmen von Simon Thissen (siehe Abbildung 9.3) zu ermöglichen, wird die Kontaktierung beidseitig als versetzter Linienkontakt vorgenommen. Dies ist in Abbildung 9.2 dargestellt.



Abbildung 9.2: Kontaktierung des Schweißleiters in der FE-Simulation beidseitig als versetzter Linienkontakt

Die FE-Simulation ist folgendermaßen aufgebaut (siehe Abbildung 9.4): Zunächst wird in einer elektrischen Simulation die durch die Bestromung entstehende Joulsche Wärme ermittelt. Dieser Wert wird in einer thermischen Simulation verwendet und es wird die Temperatur des Schweißleiters bestimmt.

Es ergibt sich für das isotrope Modell die in Abbildung 9.5 dargestellte Temperaturverteilung an der Oberfläche des Schweißleiters.

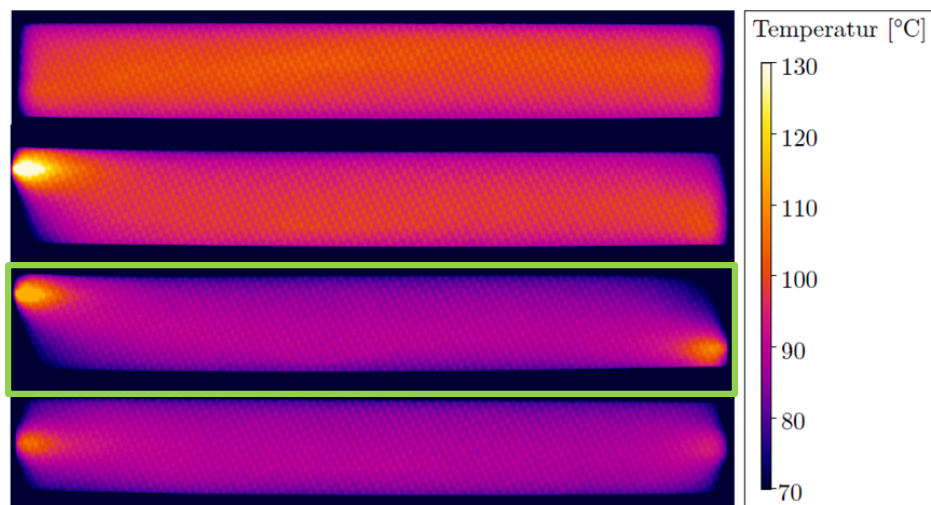


Abbildung 9.3: Thermographiaufnahmen eines Gewebe-Leiters (300 mm × 40 mm) bei Maximaltemperatur, erwärmt mit 5 A, 20 s bei Linienkontakt; die dritte Darstellung von oben zeigt die Kontaktierung mit einem beidseitigen, versetzten Linienkontakt. Entnommen aus [11], S.42

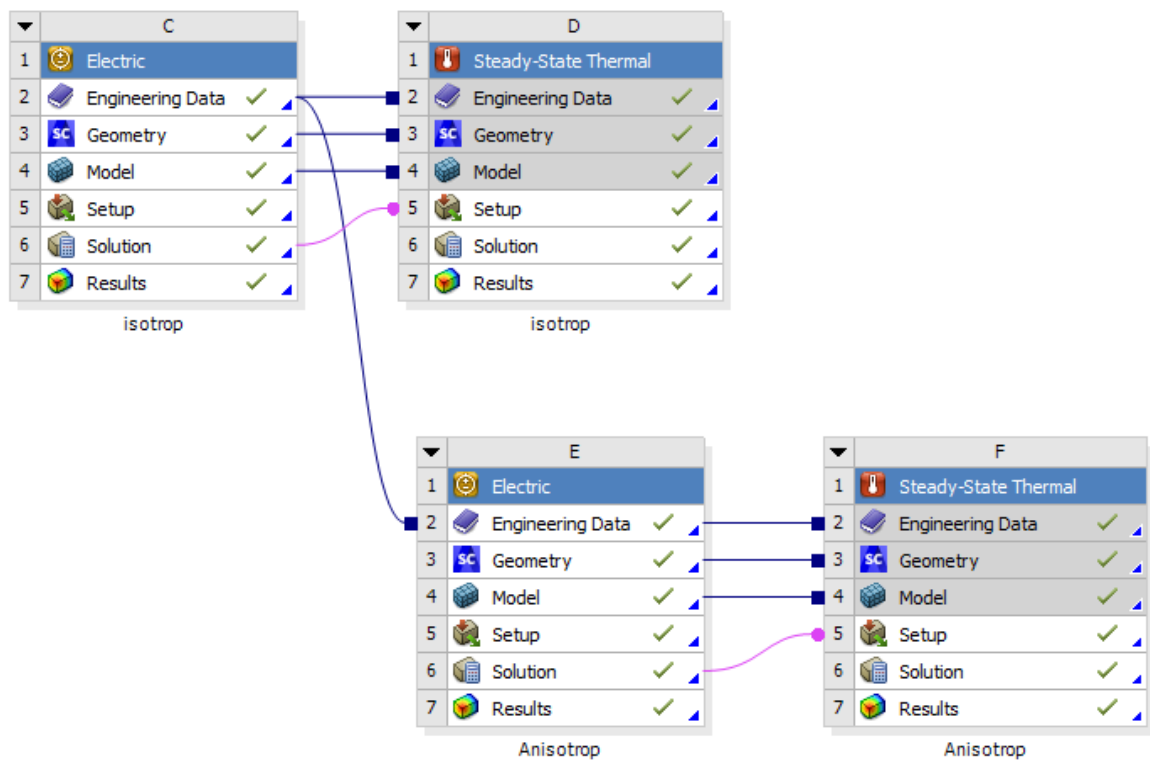


Abbildung 9.4: Aufbau der FE-Simulation in Ansys



Abbildung 9.5: Mittels FE-Simulation bestimmte Temperatur des Schweißleiters an der Oberfläche bei einem isotropen Materialmodell

Ein Vergleich mit den Thermographieaufnahmen des realen Versuchsaufbaus zeigt deutlich, dass die ermittelte Temperatur zu hoch ist – die Materialkennwerte und die thermodynamischen Kennzahlen müssen also überarbeitet werden. Unabhängig von den Absolutwerten der Temperatur ist jedoch auch ein klarer Unterschied in der prinzipiellen Temperaturverteilung zwischen Simulation und Messung offensichtlich: Die Richtungsabhängigkeit entlang des Schweißleiters und die Ausbreitung der heißeren Bereiche in 0°-Faserrichtung ist nicht abgebildet.

Es wird also ein zweites Modell angelegt, in dem richtungsabhängige Eigenschaften des Schweißleiters berücksichtigt werden. Dazu wird die bessere elektrische und thermische Leitfähigkeit des Schweißleiters in 0°-Faserrichtung abgebildet. Da hierzu Mess- und Literaturwerte fehlen, wird der elektrische Widerstand für eine erste qualitative Untersuchung in 0°-Faserrichtung, hier also in x -Richtung, willkürlich um zwei Größenordnungen verkleinert, die thermische Leitfähigkeit in y -Richtung von $2 \frac{W}{mC}$ auf $1 \frac{W}{mC}$ reduziert. Die Materialdefinition ist in Abbildung 9.6 abgebildet.

Properties of Outline Row 5: test anisotrop				
	A	B	C	D E
1	Property	Value	Unit	
2	Material Field Variables	Table		
3	Orthotropic Thermal Conductivity			
4	Thermal Conductivity X direction	2	$W m^{-1} C^{-1}$	
5	Thermal Conductivity Y direction	1	$W m^{-1} C^{-1}$	
6	Thermal Conductivity Z direction	0,2	$W m^{-1} C^{-1}$	
7	Orthotropic Resistivity			
8	Resistivity X direction	5E-07	ohm m	
9	Resistivity Y direction	5E-05	ohm m	
10	Resistivity Z direction	5E-05	ohm m	

Abbildung 9.6: Materialdefinition des Schweißleiters als anisotropes Material

Das Ergebnis entspricht – auch wenn die Temperaturen unrealistisch klein sind – qualitativ sehr gut der gemessenen Temperaturverteilung (siehe Abbildung 9.7).



Abbildung 9.7: Mittels FE-Simulation bestimmte Temperatur des Schweißleiters an der Oberfläche bei einem anisotropen Materialmodell

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass das homogenisierte isotrope Modell für Aussagen zu richtungsabhängigen und lokalen Effekten ungeeignet ist. Das zweite betrachtete Modell, in dem der Schweißleiter immer noch homogenisiert, jedoch mit anisotropen elektrischen Eigenschaften betrachtet wird, liefert Ergebnisse, die deutlich näher an der beobachteten Temperaturverteilung liegen. Die Absolutwerte der simulierten Temperaturen stimmen noch nicht mit den tatsächlich gemessenen Werten überein, hier müssen die Materialwerte in der Simulation und die elektrodynamischen Kennzahlen überarbeitet werden.

10 Zusammenfassung und Ausblick

Die Suche nach Methoden zur orts aufgelösten Temperaturbestimmung innerhalb einer Schweißnaht beim elektrischen Widerstandsschweißen von thermoplastischen Faserverbundstrukturen wird in dieser Arbeit als Teil der Suche nach Methoden zur Regelung des Schweißprozesses betrachtet. Eine Regelung des Schweißprozesses soll homogene Schweißungen mit optimalen mechanischen Eigenschaften gewährleisten. Außerdem soll sie die Reaktion auf auftretende Schwankungen, beispielsweise aufgrund von lokalen Überhitzungen oder Kurzschlüssen, ermöglichen.

Dementsprechend werden in dieser Arbeit auch über die reine Temperaturbestimmung hinaus verschiedene Methoden der Prozessregelung für das elektrische Widerstandsschweißen von faserverstärkten Hochleistungsthermoplasten untersucht. Als besonders gut geeignet ergibt sich im Rahmen dieser Betrachtungen die Regelung über die Bestimmung der Temperatur in der Fügezone. Dabei werden die Regelung durch den temperaturabhängigen Widerstand $R(T)$ des Schweißleiters und durch die Messung der Temperatur über dem oberen Organoblech mittels Thermoelementen als erfolgversprechende Kandidaten identifiziert. Mit beiden Verfahren lässt sich aus den gemessenen Werten eine Temperatur in der Fügezone bestimmen, die nur wenig von der realen Temperatur abweicht. In der weiteren Entwicklung der Prozessregelung stehen Schweißversuche an, die auf Basis der in dieser Arbeit entwickelten Verfahren geregelt werden. Eine Kombination der beiden Regelungsverfahren bietet sich an, um etwaige Probleme aufzufangen und trotzdem eine sichere Regelung zu gewährleisten.

Zur Auswertung der Prozessdaten wird eine Matlab-App entwickelt, die eine automatisierte Bearbeitung großer Datenmengen ermöglicht, viele Auswahl- und Einstellungsmöglichkeiten bietet und die gewünschten ermittelten Werte zu mehreren betrachteten Versuchen gesammelt ausgibt, sodass diese leicht verglichen und weiterverarbeitet werden können. Als nächster Schritt bietet sich hier eine Integration der Daten aus der Matlab-Auswertungssoftware in das Datenbank-System zum Zwecke der Qualitätssicherung an. Bei der Analyse der Prozessdaten ergeben sich einige neue Fragestellungen, die im Rahmen dieser Arbeit nicht gelöst werden können. Dies ist einerseits die Frage nach der Spannungsabhängigkeit des Widerstandes des Schweißleiters bei konstanter Temperatur, andererseits

die Frage nach der Abhängigkeit des Widerstandes vom Konsolidierungsdruck. Diese neu aufgetretenen Fragestellungen müssen geklärt werden.

Im Rahmen der Betrachtung des elektrischen Widerstandes des Schweißleiters wird die Notwendigkeit der Optimierung der elektrischen Kontaktierung offensichtlich. Ein ausführlicher Vergleich verschiedener Kontaktierungsvarianten ergibt in allen betrachteten Punkten einen deutlichen Vorteil der Kontaktierung mittels Edelstahlgewebe im Vergleich zur derzeitig verwendeten perforierten Kontaktierung: Der Übergangswiderstand ist deutlich geringer und homogener, wodurch die Überhitzung im Randbereich sinkt und Aussagen, die auf Basis des Widerstandes getroffen werden, besser auf andere Geometrien und Gegebenheiten übertragen werden können und bessere Vorhersagen liefern. Die Abhängigkeit vom Kontaktierungsdruck sinkt merklich, sodass eine erfolgreiche Kontaktierung auch in schwierigen Einbausituationen bei geringem Gegendruck erfolgreich möglich ist. Die Abhängigkeit des Widerstandes vom Konsolidierungsdruck ist minimal. Auch die Abhängigkeit von der angelegten Messspannung ist deutlich geringer als bei der perforierten Kontaktierung. Mit der diskutierten Edelstahlgewebe-Kontaktierung müssen Schweißversuche unternommen werden. Falls sich auch bei den Schweißversuchen ein positives Verhalten dieser Kontaktierung ergibt, müssen die im Rahmen dieser Arbeit ausgeführten Untersuchungen zu den Regelungsvarianten auf die neue Kontaktierung übertragen werden – insbesondere ist das $R(T)$ -Verhalten neu zu ermitteln. Die Verwendung von Thermoelementen zur Prozessregelung sollte weiterhin ohne große Abänderungen funktionieren. Auf Basis dieser Erkenntnisse wurden Konzepte zur Aufkonsolidierung von Edelstahlgewebe auf die Kontaktierungsflächen des Kohlenstofffaser-Schweißleiters entwickelt und getestet. Diese müssen weiter verfeinert und umgesetzt werden.

Eine qualitative Betrachtung zweier FE-Modelle zur Vorhersage lokaler und richtungsabhängiger Effekte in der Temperaturentwicklung beim elektrischen Widerstandsschweißen zeigt, dass derartige Aussagen nur realitätsnah mit einem anisotropen Materialmodell getätigt werden können. Es ergibt sich die Notwendigkeit, ein anisotropes Materialmodell für eine FE-Simulation des Schweißprozesses zu erstellen und die Materialparameter des Kohlenstofffaser-PPS-Schweißleiters zu ermitteln.

11 Literaturverzeichnis

Literatur

- [1] Frank Bernhard. *Handbuch der Technischen Temperaturmessung*. Berlin, Heidelberg: Springer, 2014.
- [2] Wolfgang Demtröder. *Experimentalphysik 1: Mechanik und Wärme*. Berlin: Springer, 2008.
- [3] Wolfgang Demtröder. *Experimentalphysik 2: Elektrizität und Optik*. Berlin, Heidelberg: Springer, 2013.
- [4] *Handbuch Faserverbundkunststoffe/Composites*. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2013.
- [5] *Minco Products: Surface Sensor*. 10. Sep. 2020. URL: <https://www.minco.com/products/sense/temperature/surfacesensor>.
- [6] Thomas Pistner. *Welding tests, Fibre optic sensing of process temperatures*. Techn. Ber. Airbus, 2019.
- [7] Karlheinz Schiebold. *Zerstörungsfreie Werkstoffprüfung - Ultraschallprüfung*. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag GmbH, 2014.
- [8] P. Schwarz. *1. Augsburger Produktionstechnik-Kolloquium vom 18.04.2011*. 17. Sep. 2020. URL: https://www.dlr.de/dlr/Portaldata/1/Resources/bilder/portal/augsburg/Grusswort_Premium_AEROTEC_GmbH.pdf.
- [9] Werner Skolaut, Hrsg. *Maschinenbau*. Berlin: Springer-Verlag GmbH, 2018.
- [10] *Thermocouples*. 14. Sep. 2020. URL: <https://www.allaboutcircuits.com/textbook/direct-current/chpt-9/thermocouples/>.
- [11] Simon Thissen. “Entwicklung, Aufbau und Validierung eines Endeffektors zum kontinuierlichen Widerstandsschweißen faserverstärkter Hochleistungsthermoplaste”. Masterarbeit. FH Augsburg, 2020.

-
- [12] Christophe Ageorges; Lin Ye. “Simulation of Impulse Resistance Welding for Thermoplastic Matrix Composites”. In: *Applied Composite Materials, Band 8, S. 133-147* (2001).
- [13] Lorenz Ziche. “Einordnung des elektrischen Widerstandsschweißens von thermoplastischen Faserverbunden”. HTWK Leipzig, 2020.

12 Anhang

Produktdatenblatt TenCate	i ... vii
Angebot für Ultraschallprüfkopf Olympus	viii ... ix

PRODUCT DATASHEET



TENCATE ADVANCED COMPOSITES

TenCate Cetex® TC1100 PPS resin system

PRODUCT TYPE

Polyphenylene Sulfide (PPS)
thermoplastic resin system

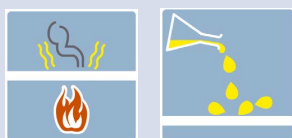
SERVICE TEMPERATURE

100°C (212°F) continuous

TYPICAL APPLICATIONS

- Primary aircraft structures
- Secondary aircraft structures
- Engine nacelles

KEY PROPERTIES



Low FST values Chemical resistant

SHELF LIFE

Indefinite at 25°C (77°F)

PRODUCT DESCRIPTION

TenCate Cetex® TC1100 is a semi-crystalline polyphenylene sulfide (PPS) thermoplastic composite offering outstanding toughness and excellent chemical and solvent resistance. The material is inherently flame resistant with low smoke emission. It exceeds 35/35 OSU and is qualified at Airbus and Boeing for multiple structural applications.

TenCate Cetex® TC1100 is typically supplied in 3.66m x 1.22m (12 ft x 4 ft) pre-consolidated reinforced laminate (RTL) utilising either woven carbon or E-glass to the customer's designated ply count and orientation. High strength and intermediate modulus carbon UD tape versions are offered in a standard 152 mm (6 inch) width or alternative 305 mm widths (12 inch). Alternative narrower slit widths for ATL processing may be available through secondary slitting.

In addition, lightning strike material can be incorporated on laminates and the laminates can be textured. By utilizing preconsolidated sheets and avoiding hand lamination, the customer can significantly reduce the cycle time required to produce a finished part. In addition, thermoplastics have the unique capability of allowing parts to be welded, folded, etc., to facilitate lower part count structures.

TYPICAL PROPERTIES OF NEAT RESIN

Specific gravity	1.35 g/cc
T _g	90°C (194°F)
Melt temperature (T _m).....	280°C (536°F)
Dielectric constant.....	3.20 at 1 MHz
Loss tangent.....	0.0013 at 1 MHz
Moisture absorption	0.02%
Flammability.....	V-0
Tensile strength.....	90.3 MPa (13.1 ksi)
Tensile modulus	3,800 MPa (0.551 Msi)
Elongation at yield.....	3%
Poisson's ratio	0.36
Compression strength.....	148 MPa (21.5 ksi)
Compression modulus.....	2,965 MPa (0.43 Msi)
Flexural strength	125 MPa (18.1 ksi)
Flexural modulus	3,725 MPa (0.54 Msi)
Izod unnotched	199 kJ/m ² (94.6 ft-lb/in ²)
Izod notched	15.6 kJ/m ² (7.4 ft-lb/in ²)
CTE	52.2 ppm/°C (29 ppm/°F)
Thermal conductivity.....	0.19 W/m·°K
Outgassing TML.....	0.04%
Outgassing CVCM.....	0.00%
WVR	0.00%
Fluid resistance	Excellent

PRODUCT DATASHEET



TENCATE ADVANCED COMPOSITES

TenCate Cetex® TC1100 PPS resin system

MECHANICAL PROPERTIES - TENCATE CETEX® TC1100 HIGH STRENGTH UD TAPE

Carbon AS4A 12K UD, 221 gsm FAW, 34% RC (59% fibre by volume)

Property	Condition	Test Method	Result	
Tensile strength (0°)	RTD	ASTM D 3039	294 ksi	2020 MPa
Tensile modulus (0°)	RTD	ASTM D 3039	19.5 Msi	134 GPa
Poisson's ratio	RTD	ASTM D 3039	0.33	
Tensile strength (90°)	RTD	ASTM D 3039	5.7 ksi	39 MPa
Tensile modulus (90°)	RTD	ASTM D 3039	1.4 Msi	10 GPa
Compressive strength (0°)	RTD	ASTM D 6641	160 ksi	1100 MPa
Compressive modulus (0°)	RTD	ASTM D 6641	17 Msi	117 GPa
In Plane Shear Strength (±45° tension)	RTD	ASTM D 3518	11.9 ksi	82 MPa
In Plane Shear Modulus (±45° tension)	RTD	ASTM D 3518	.50 Msi	3.5 GPa
Flexural strength (90°)	RTD	ASTM D 790	9.9 ksi	68 MPa
Open hole compressive strength	RTD	ASTM D 6484	38.7 ksi	267 MPa
Compression after impact after 270 in-lb impact (30.5 J)	RTD	ASTM D 7137	31.4 ksi	216 MPa

⁽¹⁾ Consolidated ply thickness average is 0.21 mm (.0082")⁽²⁾ Density is 1.6 g/cm³ (0.058 lb/in³)

MECHANICAL PROPERTIES - TENCATE CETEX® TC1100 INTERMEDIATE MODULUS UD TAPE

Carbon IM7 12K UD, 146 gsm FAW, 34% RC, (59% fibre by volume)

Property	Condition	Test Method	Result	
Tensile strength (0°)	RTD	ASTM D 3039	400 ksi	2760 MPa
Tensile modulus (0°)	RTD	ASTM D 3039	22.1 Msi	152 GPa
Tensile strength (90°)	RTD	ASTM D 3039	5.7 ksi	39 MPa
Tensile modulus (90°)	RTD	ASTM D 3039	1.4 Msi	10 GPa
Compressive strength (0°)	RTD	ASTM D 6641	186 ksi	1280 MPa
Compressive modulus (0°)	RTD	ASTM D 6641	18 Msi	124 GPa
Flexural strength (90°)	RTD	ASTM D 790	9.5 ksi	65 MPa

Prepreg areal weight 218gsm

PRODUCT DATASHEET



TENCATE ADVANCED COMPOSITES

TenCate Cetex® TC1100 PPS resin system

LAMINATE DATA USED E-GLASS 7781, 296GSM FAW, 37% RC (47.5% BY VOLUME)

Specific gravity 1.92 g/cc, T_g 90°C, T_m 280°C

Property	Condition/Result		Condition/Result		Condition/Result		Condition/Result		Condition/Result	
Tensile strength 0°	CTD	65.6 ksi (452 MPa)	RTD	49.3 ksi (339 MPa)	ETD	40.5 ksi (279 MPa)	ETW	41.9 ksi (289 MPa)	ETW ⁽²⁾	35.7 ksi (246 MPa)
Tensile strength 90°	CTD	64.8 ksi (447 MPa)	RTD	48.3 ksi (333 MPa)	ETD	40.7 ksi (281 MPa)	ETW	41.8 ksi (288 MPa)	ETW ⁽²⁾	39.6 ksi (273 MPa)
Tensile modulus 0°	CTD	3.2 Msi (22.1 GPa)	RTD	3.1 Msi (21.4 GPa)	ETD	2.9 Msi (20.0 GPa)	ETW	3 Msi (20.7 GPa)	ETW ⁽²⁾	2.8 Msi (19.3 GPa)
Tensile modulus 90°	CTD	3 Msi (20.7 GPa)	RTD	2.9 Msi (20.0 GPa)	ETD	2.7 Msi (18.6 GPa)	ETW	2.8 Msi (19.3 GPa)	ETW ⁽²⁾	2.6 Msi (17.9 GPa)
Compressive strength 0°	CTD	82.1 ksi (566 MPa)	RTD	61.6 ksi (425 MPa)	ETD	43 ksi (297 MPa)	ETW	33.4 ksi (230 MPa)	ETW ⁽²⁾	24.4 ksi (168 MPa)
Compressive strength 90°	CTD	55.7 ksi (384 MPa)	RTD	42.8 ksi (295 MPa)	ETD	29.4 ksi (203 MPa)	ETW	22.6 ksi (156 MPa)	ETW ⁽²⁾	16.9 ksi (117 MPa)
Compressive modulus 0°	CTD	3.8 Msi (26.2 GPa)	RTD	3.7 Msi (25.5 GPa)	ETD	3.2 Msi (22.1 GPa)	ETW	3.1 Msi (21.4 GPa)	ETW ⁽²⁾	2.9 Msi (20.0 GPa)
Compressive modulus 90°	CTD	3.6 Msi (24.8 GPa)	RTD	3.5 Msi (24.1 GPa)	ETD	2.9 Msi (20.0 GPa)	ETW	2.9 Msi (20.0 GPa)	ETW ⁽²⁾	2.5 Msi (17.2 GPa)
In-Plane Shear Strength	CTD	15.8 ksi (109 MPa)	RTD	11.6 ksi (80.0 MPa)	ETD	8.6 ksi (59.3 MPa)	ETW	9.8 ksi (67.6 MPa)	ETW ⁽²⁾	9.1 ksi (62.7 MPa)
In-Plane Shear Modulus	CTD	0.712 Msi (4.91 GPa)	RTD	0.539 Msi (3.71 GPa)	ETD	0.247 Msi (1.71 GPa)	ETW	0.208 Msi (1.44 GPa)	ETW ⁽²⁾	0.109 Msi (0.752 GPa)
Flexural strength 0°			RTD	74.2 ksi (512 MPa)						
Flexural strength 90°			RTD	56.6 ksi (390 MPa)						
Flexural modulus 0°			RTD	3.3 Msi (22.8 GPa)						
Flexural modulus 90°			RTD	2.9 Msi (20.0 GPa)						
Open hole tensile strength			RTD	23 ksi (159 MPa)			ETW	19.6 ksi (135 MPa)		
Open hole compressive strength			RTD	26.5 ksi (183 MPa)			ETW	16 ksi (110 MPa)		
Bearing strength yield			RTD	46.1 ksi (318 MPa)			ETW	26.7 ksi (184 MPa)		
Bearing strength ultimate			RTD	74.8 ksi (516 MPa)			ETW	55.6 ksi (383 MPa)		
Compression after impact			RTD	24.8 ksi (171 MPa)						

CTD = 55°C / 67°F

ETD = 23°C / 73°F at 50% RHETD = 80°C / 176°F

ETW = 80°C / 176°F conditioned at 70°C / 158°F at 85% RH

ETW⁽²⁾ = 100°C / 212°F conditioned at 70°C / 158°F at 85% RH

Average results according to Mil-R-17; test methods vary

FLAMMABILITY PROPERTIES

	OSU		Flammability			SMOKE (4 min)		TOXICITY						
	Heat Release	Release Rate	Burn Length	After Flame	Drip Flame	Non-flaming	Flaming	HCN	CO	NOx	SO2	HF	HCl	HBr
5 plies of 7781 / PEI	14	21	1.9 mm	0sec	N/D									
4 plies of 3k PW / PPS								9.03	9		1	17	1	1

Flammability & Heat Release - FAR 25.853.
Smoke Density & Toxicity - ATS 1000.001

PRODUCT DATASHEET



TENCATE ADVANCED COMPOSITES

TenCate Cetex® TC1100 PPS Resin System

LAMINATE DATA USED CARBON T300 3K, 5HS, 280GSM FAW, 43% RC (50% BY VOLUME)

Specific gravity 1.55 g/cc, T_g 90°C, T_m 280°C

Property	Condition/Result		Condition/Result		Condition/Result		Condition/Result		Condition/Result	
Tensile strength 0°	CTD	115 ksi (790 MPa)	RTD	110 ksi (757 MPa)	ETD	106 ksi (730 MPa)	ETW	110 ksi (756 MPa)	ETW ⁽²⁾	96 ksi (665 MPa)
Tensile strength 90°	CTD	109 ksi (750 MPa)	RTD	109 ksi (754 MPa)	ETD	93.6 ksi (645 MPa)	ETW	101 ksi (698 MPa)	ETW ⁽²⁾	94 ksi (650 MPa)
Tensile modulus 0°	CTD	7.7 Msi (53.1 GPa)	RTD	8.1 Msi (55.8 GPa)	ETD	8.2 Msi (56.5 GPa)	ETW	8.2 Msi (56.5 GPa)	ETW ⁽²⁾	7.8 Msi (53.7 GPa)
Tensile modulus 90°	CTD	7.6 Msi (52.4 GPa)	RTD	7.8 Msi (53.8 GPa)	ETD	7.6 Msi (52.4 GPa)	ETW	7.6 Msi (52.4 GPa)	ETW ⁽²⁾	6.5 Msi (45.2 GPa)
Compressive strength 0°	CTD	98 ksi (676 MPa)	RTD	93.3 ksi (643 MPa)	ETD	80.9 ksi (558 MPa)	ETW	83.8 ksi (577 MPa)		
Compressive strength 90°	CTD	101 ksi (698 MPa)	RTD	92.4 ksi (637 MPa)	ETD	76.3 ksi (526 MPa)	ETW	77.5 ksi (534 MPa)		
Compressive modulus 0°	CTD	7.2 Msi (49.6 GPa)	RTD	7.5 Msi (51.7 GPa)	ETD	7.5 ksi (51.7 GPa)	ETW	7.5 Msi (51.7 GPa)		
Compressive modulus 90°	CTD	7.2 Msi (49.6 GPa)	RTD	7.5 Msi (51.7 GPa)	ETD	7.4 ksi (51.0 GPa)	ETW	7.4 Msi (51.0 GPa)		
In-Plane Shear Strength	CTD	19 ksi (131 MPa)	RTD	17.2 ksi (119 MPa)	ETD	15.7 ksi (108 MPa)	ETW	15.1 ksi (104 MPa)		
In-Plane Shear Modulus	CTD	0.642 Msi (4.43 GPa)	RTD	0.586 Msi (4.04 GPa)	ETD	0.384 Msi (2.65 GPa)	ETW	0.435 Msi (3.00 GPa)		
Flexural strength 0°	CTD	151 ksi (1043 MPa)	RTD	149 ksi (1027 MPa)	ETD	138 ksi (954 MPa)	ETW	142 ksi (977 MPa)		
Flexural strength 90°	CTD	121 ksi (834 MPa)	RTD	121 ksi (831 MPa)	ETD	115 ksi (794 MPa)	ETW	107 ksi (739 MPa)		
Flexural modulus 0°	CTD	8.6 Msi (59.3 GPa)	RTD	8.7 Msi (60.0 GPa)	ETD	8.4 Msi (57.9 GPa)	ETW	8.7 Msi (60.0 GPa)		
Flexural modulus 90°	CTD	6.3 Msi (43.4 GPa)	RTD	6.5 Msi (44.8 GPa)	ETD	6.5 Msi (44.8 GPa)	ETW	6.4 Msi (44.1 GPa)		
Open hole tensile strength	CTD	41.4 ksi (285 MPa)	RTD	40.4 ksi (279 MPa)			ETW	39.1 ksi (270 MPa)		
Open hole compressive strength	CTD	39.5 ksi (272 MPa)	RTD	37.1 ksi (256 MPa)			ETW	33.7 ksi (232 MPa)		
Bearing strength yield	CTD	71.2 ksi (491 MPa)	RTD	65.8 ksi (454 MPa)			ETW	59.9 ksi (413 MPa)		
Bearing strength ultimate	CTD	122 ksi (838 MPa)	RTD	122 ksi (844 MPa)			ETW	122 ksi (838 MPa)		
Compression after impact	CTD	32.3 ksi (223 MPa)	RTD	31.2 ksi (215 MPa)			ETW	31.6 ksi (218 MPa)		

CTD = 55°C / 67°F

ETD = 23°C / 73°F at 50% RH

ETD = 80°C / 176°F

ETW = 80°C / 176°F conditioned at 70°C / 158°F at 85% RH

ETW⁽²⁾ = 100°C / 212°F conditioned at 70°C / 158°F at 85% RH

PRODUCT DATASHEET



TENCATE ADVANCED COMPOSITES

TenCate Cetex® TC1100 PPS resin system

Processing guidelines for TenCate Cetex® TC1100 thermoplastic composite materials

TenCate Cetex® TC1100 thermoplastic composite materials from TenCate are processed by heating the material above the PPS melting point and moulding it and cooling it under pressure to the desired shape. Because no chemical change occurs to the PPS matrix, processing is very rapid. The quick easy processing of TenCate Cetex® materials is also made possible because of the rapid crystallization rate of the PPS matrix. The key thermal processing parameters are:

Melt temperature (T_m)..... 560°F (293°C)
Typical processing temperature..... 625°F (330°C)

TenCate can also produce TenCate Cetex® towpregs & simple profiles (round rods, ovals, rectangles, etc.). TenCate also has the capability to chop the towpregs & simple profiles into discrete length long fibre thermoplastic type materials for injection or compression moulding type processes.

Automated Processes

Below are several examples of automated processes that are utilized and available in the market today. Both processes utilize similar premises in that they eliminate the need for autoclave consolidation of thermoplastic composite parts, thereby dramatically reducing the cost of producing continuous fibre composite structures.

1. Fibre placement with in situ consolidation

This process utilizes narrow width tapes typically 6 – 25 mm (0.25 – 1 inches) as its composite material medium and lays down, heats via hot gas, laser, or other heating methods and consolidates the composite material onto the tool, in situ, without the need for further consolidation processes.

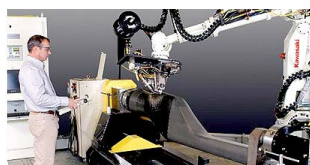


Photo courtesy of Automated Dynamics
www.automateddynamics.com



Photo courtesy of AFPT
www.afpt.de

2. Rapid lamination / forming

This process uses wider UD tapes typically 50 mm (> 2 inches) width to rapidly lay down and consolidate the thermoplastic composite material into an engineered laminate structure that can then be transformed into parts via a secondary compression thermoforming process.

Automated tape laying of tailored blank followed by consolidation

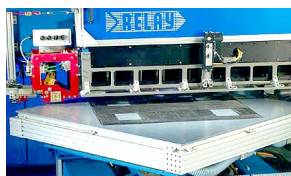


Photo courtesy of FibreForge
www.fibreforge.com

The consolidated flat laminate is then thermoformed to a 3D final shape



Photo courtesy of TenCate

PRODUCT DATASHEET



TENCATE ADVANCED COMPOSITES

TenCate Cetex® TC1100 PPS resin system

3. Continuous compression moulding

In this multi-step process, multiple plies of thermoplastic UD tape is heated in a mould and pressed into a laminate. This laminate is then pressed into a mould and thermoformed to the desired profile. A final step then moulds with heat and gentle pressure into the curved profile through a process called continuous compression moulding. Items such as clips, rails, beams and profile are manufactured in this type of process.



Photo courtesy of ACM / Xperion Aerospace
www.acm-fn.de

Press lamination: A laminate can be press moulded from any TenCate Cetex® prepreg by stacking two or more plies in the desired orientation into a picture frame mould, transferring the assembly to a heated platen press where it is brought to approximately 320°C (610°F) at contact pressure until the material reaches temperature. The pressure should then be increased to 7-21 bar (100-400 psi) and held for approximately 15-30 minutes.

Autoclave lamination: Autoclave consolidation is used for fabricating laminates from any TenCate Cetex® prepreg tape. Individual layers are stacked in the desired orientation and vacuum bagged (vacuum should be maintained throughout the entire process). A high temperature bagging material, such as Kapton polyimide should be used. The assembly should then be placed in the autoclave and brought to approximately 320°C (610°F), at which time the pressure is increased from ambient to 7-10 bar (100-150 psi) and maintained for around 20-30 minutes. The part should then be cooled to room temperature at a 5-20°C cool down rate to maintain crystallinity.

Thermoforming laminates into shapes: Thermoforming is used to convert a flat consolidated continuous fibre reinforced laminate into a complex shape with no change in starting laminate thickness. The laminate should be heated to around 320°C (610°F) in an infrared or similar oven and then quickly transferred to a matched core/cavity mould where it can be formed at 10-40 bar (150-600 psi). For optimum properties and formability, heating of the composite laminate should take no longer than 8 minutes. Overall part production cycle times are between 2-10 minutes, depending on material thickness and part geometry. Production tooling consists of machined aluminum halves, one that has a compliant layer of cast silicone, and an associated laminate tensioning system to prevent wrinkling within the part being thermoformed.

Cutting and machining: Thermoplastic composite laminates and thermoformed parts can be machined with feed rates and tip speeds similar to those used when machining brass. The following are some general guidelines:

Circular saw:	Diamond-grit-edge blade of 220 grit. Blade speed: 1830 mpm (6000 fpm) with water or soap solution as coolant. Feed rates depend on thickness.
Turning operations:	Cutting speed: 105-120 mpm (350-400 fpm) for high speed tools, 180-455 mpm (1500-2500 fpm) for Stellite or carbide tools, and 600-1200 mpm (2000-4000 fpm) for diamond tools
Milling operations:	Tip speed: 75-135 mpm (250-450 fpm) for carbide and diamond tools Plunge feed rate: 0.15-0.30 mpm (0.5-1 fpm)

PRODUCT DATASHEET



TENCATE ADVANCED COMPOSITES

TenCate Cetex® TC1100 PPS resin system

Drilling operations:	Feed rate: 0.2-0.4 mm/rev (0.008-0.016 in/rev) Drill speed: 45-90 mpm (150-300 fpm) Drill point angles: 60° for thin parts, 90° for thick parts Clearance angle: 15°
Tapping:	Tool rake of 0° to 5° negative
Shearing:	Thicknesses up to 3.2 mm (0.125 inch)

Joining: Thermoplastic composites can be joined via mechanical fasteners, adhesive bonding, or fusion welding.

Strong adhesive bonds are possible with epoxy adhesives when PPS surfaces are cleaned with a suitable degreasing solvent (i.e. MEK), abrasive treatment (i.e., abrasion wheels, sand paper, or grit blasted with #100 or #200 Aluminum Oxide). The surface energy may also be enhanced by flame/corona treatment, chromic acid etching, laser treatment, or plasma techniques. Epoxy films or pastes with cure temperatures up to 177°C (350°F), anaerobics, silicone sealers, and cyanoacrylates are effective adhesives depending on specific requirements.

TenCate Cetex® TC1100 based composites may also be bonded using conventional thermoplastic welding techniques. PPS based materials have very high melt temperatures and considerable amounts of energy must be put into the interface to achieve a good bond. Satisfactory results have also been obtained using induction or resistance welding.

Painting: TenCate Cetex® TC1100 composite surfaces can be painted with a variety of products. It is recommended that a paintable (non-silicone) mould release be used, if possible, during the moulding of all surfaces to be painted. If a silicone or Teflon mould release is used during moulding, laminate and part surfaces may require abrasion prior to painting. In all cases, surfaces must be wiped with a suitable solvent (e.g. MEK, DuPont 3919S) to remove oils, release agents, or other impurities.

Health & Safety: Health and safety information on handling and processing TenCate composite materials is described in a Safety Data Sheet. To obtain this or any other information about TenCate PPS thermoplastic composite materials, contact your local TenCate Advanced Composites office.

Revised 09/2016

All data given is based on representative samples of the materials in question. Since the method and circumstances under which these materials are processed and tested are key to their performance, and TenCate Advanced Composites has no assurance of how its customers will use the material, the corporation cannot guarantee these properties.

TenCate, [TenCate] Cetex® and all other related characters, logos and trade names are claims and/or registered trademarks of Koninklijke Ten Cate N.V. and/or its subsidiaries in one or more countries. Use of trademarks, trade names and other IP rights of TenCate without express written approval of TenCate is strictly prohibited.

Page 7 of 7 CETEX_TC1100_V4_DS_090116

TENCATE ADVANCED COMPOSITES

G. van der Muelenweg 2 18410 Butterfield Blvd.
7443 RE Nijverdal NL Morgan Hill, CA 95037 USA
Tel: +31 548 633 933 Tel: +1 408 776 0700

www.tencate.com/thermoplastics

www.tencateadvancedcomposites.com

E-mail: advancedcomposites.europe@tencate.com (Europe)
E-mail: info@tcac-usa.com (USA)



DLR
Deutsches Zentrum
für Luft und Raumfahrt e.V.
Institut für Bauweisen und
Konstruktionsforschung
Herr Lorenz Ziche
Am Technologiezentrum 4
86159 Augsburg

Hamburg, den 17.08.2020
Kundennummer P-KK-AQ08-000208

Anwendungsberater: Claudia Rosenkranz
Mobil: 015120966156
E-Mail: claudia.rosenkranz@olympus.de

Fax: 040 23 77 3 503306
E-Mail: CustomerCare.SSD@Olympus.de

Angebot : Prüfkopf C103 , C602-RB mit WTD-3-0.5
Angebotsnummer :Q-SK-TDA-135303

Sehr geehrter Herr Ziche,

wir danken Ihnen für Ihre Anfrage und bieten nachstehend an:

Prüfkopf C103 , C602-RB mit WTD-3-0.5

Art.-Nr.	Bezeichnung	Einzelpreis €	Einzelpreis (netto) €	Menge	Gesamtpreis (netto) €
U8402001	C103-SB : Contact Transducer,	606,00	606,00	1	606,00
U8441001	C602-RB : Protective Face Tran Centrascan Ultraschall Prüfkopf C602-RB Panametrics-NDT, auf neuester Composite-Basis, Frequenz: 1 MHz, Durchmesser: 25,4mm, Bandbreite ca. 60% (-3dB), Anschluss: BNC rechtwinklig.	550,00	550,00	1	550,00
U8770256	WTD-3-1/2 : Delay Line, Remova	88,00	88,00	1	88,00
U8770099	DRN-3 : Retaining Ring for 1 i	52,00	52,00	1	52,00

Nettosumme €	1.296,00
MwSt. 16 % €	207,36
Bruttosumme €	1.503,36

OLYMPUS

Bindefrist	Dieses Angebot ist 4 Wochen gültig
Zahlung:	netto innerhalb 14 Tagen
Lieferung:	DDP innerhalb Deutschlands. Bei Bestellungen unter € 200,00 zuzüglich € 5,00 Mindermengenzuschlag. Lieferung vorbehaltlich einer positiven Bonitätsprüfung.
Lieferzeit:	Ca. 2-3 Wochen nach Auftragseingang Bei Vorführgeräten behalten wir uns den Zwischenverkauf vor.
Bedingungen:	Es gelten ausschließlich unsere allgemeinen Liefer- und Zahlungsbedingungen, die Sie bei Bedarf unter dem folgenden Link einsehen können: https://www.olympus.de/imprint/ Messungenauigkeiten der Geräte außerhalb des normalen Maßes müssen in der Rügefrist angemeldet werden.
Gewährleistung:	Generell gelten 2 Jahre Gewährleistung, ausgenommen sind Verbrauchsartikel (z. B. Prüfköpfe, Kabel), für die ein Gewährleistungszeitraum von 1 Jahr besteht. Bei Fremdartikeln gelten die Herstellerangaben. Auf Vorführgeräte gewähren wir 12 Monate Gewährleistung.
Hinweis	Es wird darauf hingewiesen, dass Messungen mit den gelieferten Geräten, welche im Testumfeld gemacht wurden, unter veränderten Umgebungsbedingungen zu anderen Messergebnissen führen können. In diesen Fällen sollte eine Anpassung an die tatsächlichen Umweltfaktoren vorgenommen werden. Eine Zusicherung hinsichtlich der Einheitlichkeit der Ergebnisse im Testumfeld und der Realität kann nicht erteilt werden.

Änderungen und Irrtümer vorbehalten.
Gerichtsstand und Erfüllungsort ist Hamburg.

Für weitere Fragen und Informationen wenden Sie sich bitte an den oben genannten Anwendungsberater.

Wir freuen uns, wenn unser Angebot Ihre Zustimmung findet.

Bestellungen können Sie direkt per Email an auftrag.mikro.ims@olympus.de oder per Fax an die 040 237 73 7789 senden

Freundliche Grüße

i.A.


Sina Katharina Reimmüller

Vertriebsadministration
Scientific Solutions Division
OLYMPUS Deutschland GmbH

OLYMPUS DEUTSCHLAND GMBH

Amsinckstraße 63, 20097 Hamburg, Postfach 10 49 08, 20034 Hamburg, Telefon +49 40 23773-0, Fax +49 40 233765
Geschäftsführer: Michael Speiser (Vorsitzender), Dr. Thorben Finken, Vorsitzender des Aufsichtsrates: Carl Constantin Zangemeister
Sitz der Gesellschaft: Hamburg, Handelsregister: Amtsgericht Hamburg HRB 86202